
MASTERARBEIT

Machbarkeitsstudie für einen roboterbasierten Radprüfstand zur Entwicklung von Mars Mondrovern

Autor Fabian Buse, B.Sc.

Betreuer Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dirk Abel
Dipl.-Wirt.Ing. André Duffe
Dr.-Ing. Tobias Bellmann



DLR

Institut für Systemdynamik und
Regelungstechnik
Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt

6. Mai 2015

Aufgabenstellung

Im Rahmen der Masterarbeit soll eine Machbarkeitsstudie für einen roboterbasierten Radprüfstand zur Entwicklung von Mars/Mondrovern durchgeführt werden. Der künftige Prüfstand soll hierbei folgenden Aufbau haben:

- Ein Standard Industrieroboter von KUKA führt die Rad/Antriebseinheit in einem sandgefüllten Testbett
- Es können definierte Kräfte und Schlupf auf das Rad aufgeprägt werden
- Die auf das Rad wirkende Kräfte und Momente können gemessen werden und durch den Roboter kompensiert oder verändert werden

Zunächst soll eine Simulation des Systems mit der Modellierungssprache Modelica entwickelt werden, bei der die Rad-Boden Interaktion durch eine bereits existierende, auf Becker-Wong Kontaktmodellen basierte Terramechanikchnittstelle simuliert werden soll. An dieser Simulation sollen dann Kraft-Momenten basierte Reglerkonzepte bezüglich Qualität und Stabilität untersucht werden. Abschließend kann die Simulation noch auf einem herunterskalierten Prüfstand validiert werden.

Eidesstattliche Erklärung

Ich, Fabian Buse, Matrikel-Nr. 295128, versichere hiermit, dass ich die vorliegende Masterarbeit selbstständig durchgeführt zu haben und keine weiteren Hilfsmittel und Quellen als die angegebenen genutzt zu haben. Mit ihrer unbefristeten Aufbewahrung in der Lehrstuhlbibliothek erkläre ich mich einverstanden.

Ort, Datum

Unterschrift (Fabian Buse)

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Arbeit wurde im Zeitraum von Dezember 2015 bis Mai 2015 am Institut für Systemdynamik und Regelungstechnik des Deutschen Zentrums für Luft- und Raumfahrt (DLR) angefertigt. An dieser Stelle möchte ich mich bei Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dirk Abel und Herrn Dipl.-Wirt.Ing. André Duffe bedanken, die mich während meiner Masterarbeit von Seiten der Hochschule betreut haben, sowie bei Herrn Dr.-Ing. Tobias Bellmann der mich von Seiten des DLR betreut hat. Bei Herrn Mehran Assanimoghaddam möchte ich mich für die Unterstützung bei der Umsetzung des Parxisversuchs bedanken. Weiterhin danke ich Herrn Stefan Barthelmes, Matthias Hellerer, Andreas Labusch und Roy Lichtenheldt für die umfangreiche Betreuung seitens des DLR.

Mein größter Dank gilt meiner Freundin Mareike ohne deren Unterstützung mein Studium nicht möglich gewesen wäre.

Fabian Buse

Kurzfassung

In der Verifizierung von Modellen der Terramechanik sowie bei der Entwicklung von Antriebskonzepten der Rover Lokomotion werden Einzelradprüfstände eingesetzt. Herkömmliche Prüfstände bieten jedoch nur einen begrenzten Funktionsumfang und haben konstruktionsbedingte Einschränkungen. Um diesen Nachteilen entgegenzuwirken soll ein kraft geregelter Industrieroboter zur Führung des Rades eingesetzt werden.

In dieser Arbeit wird die Machbarkeit eines solchen robotischen Einzelradprüfstands untersucht. Es wird zunächst die notwendige Hardware, Roboter und Kraft Momenten Sensor, ausgewählt. Anschließend werden aufbauend auf einem modularen Konzept alle Teilkomponenten modelliert und anschließend in ein Gesamtmodell integriert. In einer Mehrkörpersimulation wird der mechanische Aufbau des Prüfstands abgebildet. Zur Simulation des Rad-Boden Kontakts wurde ein auf Prinzipien der Terramechanik aufbauendes Modell entwickelt. In dem umgesetzten Rad-Boden Modell wird aus der relativen Position eines Rades zu einer den Boden repräsentierenden Ebene die Reaktionskräfte und Momente am Rad ermittelt. Diese werden als äußere Kräfte an das Mehrkörpersystem übergeben. Zusätzlich zur Mehrkörpersimulation wird ein Steuerungs- und Regelungskonzept entworfen und modelliert.

Stabilität und Performanz der Kraftregelung werden anhand des implementierten Prüfstandmodells untersucht. Durch eine Wurzelortskurven Betrachtung des linearisierten Systems wird der Einfluss von Roboter und Boden auf das Gesamtsystem identifiziert. Die Robustheit gegen Störgrößen wird in der Simulation untersucht, wobei die Parameter über ein Optimierungsverfahren ermittelt werden. In einen Praxisversuch wird der Einfluss der durch die Kommunikation eingebrachten Totzeit analysiert. Die Ergebnisse bestätigen die Machbarkeit eines robotischen Einzelradprüfstands.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	xi
Abbildungsverzeichnis	xiv
Tabellenverzeichnis	xvii
Abkürzungsverzeichnis	xix
Formelzeichen und Einheiten	xxi
Indices	xxiii
1 Einleitung	1
1.1 Rover in der planetaren Exploration	2
1.2 Terramechanik	4
1.2.1 Empirische Rad-Boden Modelle	5
1.2.2 Soil Contact Model - SCM	7
1.3 Robotik	8
1.3.1 Vorwärts Kinematik	8
1.3.2 Invers Kinematik	9
1.3.3 Jakobimatrix	10
1.3.4 Kraftregelungsverfahren	10
2 Einzelradprüfstände	13
2.1 Verwendung von Einzelradprüfständen	13
2.2 Varianten und Aufbau von Einzelradprüfständen	13
2.2.1 Aufbau des RMC-DLR Einzelradprüfstands	14
3 Konzept des robotischen Einzelradprüfstands	17
3.1 Anforderungen	18
3.2 Grobkonzept	21
3.2.1 Entwurf des Rad Trägers	21
3.2.2 Entwurf der Boden-Simulant Container	22
3.3 Zusätzliche Komponenten	23
4 Auswahl der Hardwarekomponenten	25
4.1 Roboter	25
4.1.1 Auswahl	25

4.1.2	Eignung	28
4.2	Kraft Momenten Sensor	29
4.3	Antriebseinheit und Rad-Träger	31
4.4	Schutz vor Umwelteinflüssen	32
4.5	Rahmenbedingungen	33
5	Entwicklung des Prüfstandmodells	35
5.1	Struktur des Prüfstandmodells	35
5.2	Teilmodelle des Prüfstandmodells	36
5.2.1	Ablaufsteuerung	36
5.2.2	Roboter	37
5.2.3	Robotersteuerung	38
5.2.4	Sensor	39
5.2.5	Sensordaten Korrektur	40
5.2.6	Kraftregelung	42
5.2.7	Rad-Träger und Antriebseinheit	42
6	Modellierung des Rad-Boden Kontakts	43
6.1	Bekker Based Contact Model	43
6.1.1	Koordinatensysteme	44
6.1.2	Flächenkontakt	46
6.1.3	Reaktionskräfte an Grouser	49
6.1.4	Dämpfungsverfahren	51
6.1.5	Kontakterkennung	52
6.2	Vergleich BCM und SCM	55
7	Entwurf und Analyse der Kraftregelung	57
7.1	Reduziertes Modell	57
7.2	Regelungsentwurf	58
7.2.1	Herleitung eines vereinfachten Kontakt-Systems	58
7.2.2	Grenzwertanalyse	60
7.3	Stabilitätsanalyse	62
7.3.1	Linearisierung des Systems	62
7.3.2	Wurzelortskurvenbetrachtung	63
8	Implementierung in Modelica/Dymola	69
8.1	Simulationsszenario	69
8.2	Prozesssteuerung	70
8.3	Roboter und Robotersteuerung	71
8.4	Kraft Momenten Sensor	71
8.5	Rad-Boden Kontakt	72
8.6	Kraftregler	72
9	Validierung	73
9.1	Validierung der Ergebnisse durch Simulation	73
9.1.1	Parameteroptimierung	73
9.1.2	Simulationsergebnisse	74

9.2	Validierung der Ergebnisse in einem Praxisversuch	77
9.2.1	Verwendete Hardware	77
9.2.2	Versuchsdurchführung	77
9.2.3	Ergebnisse	78
10	Zusammenfassung und Ausblick	81
A	Nomenklatur	83
B	Listings	85
C	Modelica/Dymola	87
C.1	DLR Robots Library	87
C.2	DLR Robot Dynamics Library	87
C.3	DLR Visualization Library	87
C.4	Optimization Library	88
C.5	Modelica LinearSystems2	88
C.6	Contacts Dynamics Library	88
	Literatur	89

Abbildungsverzeichnis

1.1	Herausforderungen der Lokomotion planetar er	1
1.2	Rover zur planetaren Exploration	2
1.3	Detailaufnahme LRU Rad	3
1.4	Bevometer	5
1.5	Aktive und Passiver Bodendruck	7
1.6	Rad und Bodendarstellung in SCM	8
1.7	Struktur eines Roboter mit serieller Kinematik und sphärischer Hand	9
1.8	Vergleich Impliziter und Expliziter Kraftregelungsmethoden	11
1.9	Admittanz Regelung	11
2.1	Einzelradprüfstände, MIT und CMU	14
2.2	DLR-RMC Einzelradprüfstand	14
3.1	Konzeptbild des robotischen Einzelradprüfstand	21
3.2	Varianten des Rad-Trägers	22
3.3	Abschätzung minimaler Breite	22
4.1	Starrkörper Modell des Rad Trägers inklusive Rad und Sensor	26
4.2	Lastschwerpunkt KR210 R3100 ultra	27
4.3	Arbeitsraumanalyse eines KR210	29
4.4	Konstruktionszeichnung Rad-Trägers	32
4.5	Erläuterung zu Schutzart nach DIN EN 60529	32
5.1	Modellstruktur	35
5.2	Zustandsautomat: Ablauf eines Testdurchlaufs	37
5.3	Modellierungsvarianten des Roboters	38
5.4	Modellierung der Robotersteuerung	38
5.5	Modellierungsvarianten des Eingangsfilters	39
5.6	Modellierung des Kraft Momenten Sensors	40
5.7	Sensorkorrektur	41
5.8	Struktur der hybriden Admittanzregelung	42
6.1	Koordinatensystem Bekker Based Contact Model	45
6.2	Verkipptes Rad	47
6.3	Konzept der durch den Schüttwinkel beschränkten vertikalen Kraft	51
6.4	Vergleich Dämpfungsverfahren	53
6.5	Konzept der Kontakterkennung in BCM	53
6.6	Vergleich Kontaktsuche mit 1, 5 und 20 Suchrichtungen	54

6.7	Visualisierung des Kontakterkennungsalgorithmus	55
6.8	Vergleich SCM und BCM ohne Grouser	56
7.1	Gesamtmodell Admittanz Regelung	57
7.2	Vereinfachtes Kontaktmodell	59
7.3	Vereinfachtes Kontaktmodell	60
7.4	Bodediagramm Roboter-Rad-Boden	63
7.5	Wurzelortskurve Roboter-Rad-Boden ohne RSI	64
7.6	Suchalgorithmus zur Ermittlung der maximalen Verstärkung nach Newton .	65
7.7	Maximale Verstärkung	67
7.8	Zeitdiskrete Wurzelortskurve Roboter-Rad-Boden mit RSI	68
8.1	Implementierung der Simulation des robotischen Einzelradprüfstands	69
8.2	Aufbau des Bussystems	70
8.3	Aufbau des Eingangsfilters in Dymola	71
8.4	Aufbau der Sensorsignal digitalisierung in Dymola	72
8.5	Reglerimplementierung	72
9.1	Simulationsergebnisse Kraft in x , y , und z : , MSS-D, ebener Boden mit Hindernis (P-Regler)	74
9.2	Simulationsaufbau Sinusförmiger Boden mit Hindernis	75
9.3	Simulationsergebnisse Kraft und Position in z : MSS-D, sinusförmiger Boden mit Hindernis (P-Regler)	76
9.4	Simulationsergebnisse Kraft und Position in z : MSS-D, sinusförmiger Boden mit Hindernis (PI-Regler)	77
9.5	Versuchsaufbau des Praxisversuchs	78
9.6	Reglerstruktur Praxisversuch	78
9.7	Ergebnisse Praxisversuch	79

Tabellenverzeichnis

1.1	Rover, mechanische Kenngrößen	3
1.2	Parameter der eingesetzten Böden	6
3.1	Soll-Wert Kombination zur Erzeugung verschiedener Testmodi	17
3.2	Anforderungsliste: Robotischer Einzelradprüfstand	20
4.1	Eingangsgrößen des Starrkörper Modells	27
4.2	Auswahl und Bewertung möglicher Roboter	28
4.3	Auswahl und Bewertung möglicher Sensoren	30
6.1	Erläuterung der freien Parameter in BCM	44
7.1	Lokalen Bodensteifigkeit	59
7.2	Maximale Verstärkungen bei verschiedenen Böden	66
8.1	Erläuterung der einzelnen Zustände im stateBus	70

Abkürzungsverzeichnis

BCM Bekker Based Contact Model

CDL Contact Dynamics Library

DEM Diskrete Elemente Methode

DLR Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V.

ESA European Space Agency

FEM Finite Elemente Methode

IK Inverse Kinematik

JPL Jet Propulsion Laboratory

KMS Kraft Momenten Sensor

LRU Lightweight Rover Unit

MKS Mehrkörpersystem

NASA National Aeronautics and Space Administration

RMC Robotik und Mechatronik Zentrum

RSI Robot Sensor Interface

SCM Soil Contact Model

SNR Signal to Noise Ratio

TCP Tool Center Point

VK Vorwärts Kinematik

Formelzeichen und Einheiten

k_c	$[\text{kN}/\text{m}^{\text{n}+1}]$	BEKKER Parameter
k_ϕ	$[\text{kN}/\text{m}^{\text{n}+2}]$	BEKKER Parameter
n	$[-]$	BEKKER Parameter
c	$[\text{kPa}]$	Kohäsion
ϕ	$[\text{rad}]$	Schüttwinkel
z	$[\text{m}]$	Radeinsinkung
p_z	$[\%]$	Prozentuale Radeinsinkung $s = 100 \frac{z}{r_w}$
b_G	$[\text{m}]$	Grouser Breite
n_G	$[-]$	Grouser Anzahl
h_G	$[\text{m}]$	Grouser Höhe
l_T	$[\text{m}]$	Länge der Verfahrsstecke
q_d	$[\text{rad}]$	Soll-Gelenkwinkel
b_w	$[\text{m}]$	Rad Breite
n_w	$[-]$	Rad Anzahl
r_w	$[\text{m}]$	Rad Radius
v_w	$[\text{m}/\text{s}]$	Horizontale Geschwindigkeit des Rades
ω_w	$[\text{rad}/\text{s}]$	Winkelgeschwindigkeit des Rades
x_d	$[\text{m}]$	Soll-Position

Indices

[]_c Kontakt-Koordinatensystem

[]_s Boden-Koordinatensystem

[]_e Endeffektor-Koordinatensystem

[]_w Rad-Koordinatensystem

[]₀ Welt-Koordinatensystem

[]_p Kontaktebene-Koordinatensystem

[]_G Grouser-Koordinatensystem

[]_m Messwert

[]_d Soll-Wert

1 Einleitung

In der planetaren Exploration mit Rovern stellt sich ein breites Spektrum von Herausforderungen. Darin ist die Entwicklung zuverlässiger und performanter Lokomotion ein Bereich in dem es zwei durch Einzelradprüfstände zu untersuchende Aspekte gibt. Zum einen sollen Räder in Belastungstests auf mechanische Haltbarkeit untersucht werden um Schäden, wie sie am Rover MSL-CURIOSITY (Abbildung 1.1, (a)) aufgetreten sind, zu vermeiden. Zum anderen soll das Risiko von Vorfällen, wie dem Steckenbleiben des Rovers MER-SPIRIT (Abbildung 1.1, (b)), gesenkt werden. Hierfür ist die Entwicklung von Terramechanik-Modellen zur Beschreibung der Rad-Boden Interaktion eine wesentliche Aufgabe. Diese Modelle werden mittels Testreihen auf Einzelradprüfständen verifiziert.



(a) Schäden am Rad des Rovers MSL-CURIOSITY [Lak14]



(b) Eingebrochenes Rad des Rovers MER-SPIRIT [Jet15a]

ABBILDUNG 1.1: Herausforderungen bei in der Rad gestützten Rover Lokomotion

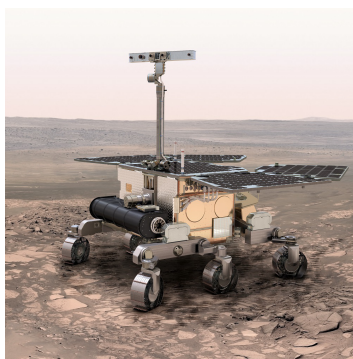
Die derzeit eingesetzten Prüfstände bieten nur einen geringen Funktionsumfang. In dem in dieser Arbeit vorgestellten Konzept eines robotischen Einzelradprüfstandes ist es vorgesehen, das Rad durch einen kraftgeregelten Industrieroboter zu führen. Durch erhöhte Anzahl von Freiheitsgraden und die Möglichkeit zur freien Programmierung können die Testprozeduren im Vergleich zu herkömmlichen Prüfständen wesentlich erweitert und automatisiert werden. Durch den Einsatz eines Kraft-Momenten Sensors am Tool Center Point sollen die Kontaktkräfte erfasst und mittels einer Kraftregelung eingestellt werden.

Die Machbarkeit des robotischen Einzelradprüfstandes wird in dieser Arbeit untersucht. Zunächst werden für Roboter und Sensor geeignete Varianten identifiziert und die Eignung

dargelegt. Weitere Hardwarekomponenten, wie der Rad-Träger und die Boden-Simulant Container, werden entworfen. Zur Analyse des Systems wird ein mathematisches Modell des Prüfstands entwickelt. Der Schwerpunkt liegt dabei auf einem für die Auslegung des Reglers geeigneten Rad-Boden Kontakt Modell. Zur Regelung der Kontaktkraft wird ein Regler entworfen und anhand des Gesamtsystems auf Stabilität geprüft. Das geregelte System wird abschließend sowohl in einer Simulation als auch einem Praxisversuch auf Performanz sowie die Sensitivität gegenüber Störgrößen und Totzeiten untersucht.

1.1 Rover in der planetaren Exploration

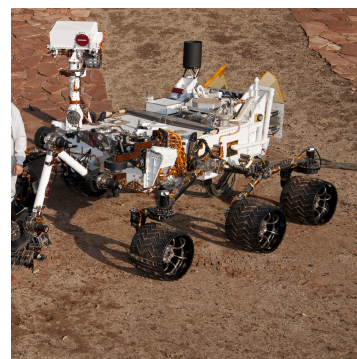
In der planetaren Exploration werden Rover eingesetzt um den Einflussradius einer Mission zu vergrößern. Ein Rover ist ein motorisiertes Landfahrzeug das zur Erkundung eingesetzt wird. Die Mobilität eines Rovers erlaubt es Experimente an mehreren Orten durchzuführen, die jeweils andere Beschaffenheiten aufweisen. Die wichtigsten Elemente eines Rovers sind neben wissenschaftlichen Experimenten, dem Payload, eine Energieversorgung, Navigationsinstrumente sowie das Lokomotionssystem. Das Lokomotionssystem besteht zum einen aus dem Rädern selbst und zum Anderen aus der Kinematik an der diese befestigt sind.



(a) EXOMARS [ESA]



(b) LRU [DLR]



(c) MSL-CURIOSITY [JPL]

ABBILDUNG 1.2: Rover zur planetaren Exploration

Für eine 2018 geplante Mars Mission der European Space Agency (ESA) wird der EXOMARS (Abbildung 1.2, (a)) entwickelt. Dieser Rover mit einer Masse von ca. 300 kg ist mit sechs Rädern ausgestattet. Jedes dieser Räder hat einen Radius von $r_w = 125$ mm und eine Breite von $b_w = 120$ mm [PSC10].

Am Robotik und Mechatronik Zentrum (RMC) des Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrts (DLR) wird zur Entwicklung von Komponenten an der Technologieplattform Lightweight Rover Unit (LRU) (Abbildung 1.2, (b)) gearbeitet. Dieser Rover hat in etwa eine Masse von 40 kg und die vier Räder haben einen Radius von $r_w = 125$ mm und eine Breite von $b_w = 150$ mm.

Ein zum Zeitpunkt dieser Arbeit, im Rahmen einer von der National Aeronautics and Space Administration (NASA) getragenen Mars Mission, aktiver Rover ist MSL-CURIOSITY (Abbildung 1.2, (c)). Entwickelt wurde dieser Rover vom Jet Propulsion Laboratory (JPL). Die Masse diese Rovers beträgt ca. 900 kg. Die sechs Räder haben einen Radius von $r_w = 250$ mm und eine Breite von $b_w = 400$ mm [Jet15b].

TABELLE 1.1: Zusammenfassung der mechanischen Kenngrößen der vorgestellten Rover

Rover	Rad-Konfiguration	Grouser	Masse
EXOMARS	$n_w = 6$	$n_G = 12$	310 kg
	$r_w = 125$ mm	$h_G = 10$ mm	
	$b_w = 150$ mm	$b_G = 1$ mm	
LRU	$n_w = 4$	$n_G = 20$	40 kg
	$r_w = 125$ mm	$h_G = 10$ mm	
	$b_w = 200$ mm	$b_G = 1$ mm	
MSL-CURIOSITY	$n_w = 6$	$n_G = 20$	900 kg
	$r_w = 250$ mm	$h_G = 10$ mm	
	$b_w = 400$ mm	$b_G = 1$ mm	

Radanzahl (n_w), Radradius (r_w) Radbreite (b_w) und sowie Grouseranzahl (n_G), Grouserhöhe (h_G) und Grouserbreite (b_G) sowie der Gesamtmasse des Rovers

Zur verbesserten Traktion werden die am Rover eingesetzten Räder mit so genannten Grousern versehen. Diese auf den Radmantel aufgebrachten Strukturen sollen die maximal erzeugbare Vortriebskraft erhöhen. Aus Gewichtsgründen sind die verwendeten Räder in der Regel als Hohlzylinder aufgebaut. Durch das Design der Radspeichen und des Mantels wird die Flexibilität der Räder den Anforderungen angepasst. Angetrieben werden die Räder in der Regel durch einen Antriebseinheit in der Radnabe mit hoher Übersetzung.

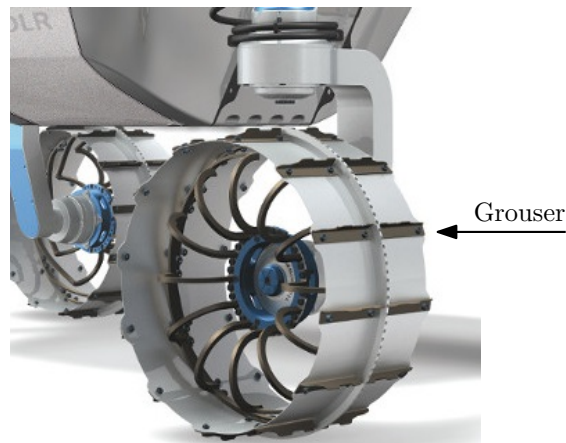


ABBILDUNG 1.3: Detailaufnahme LRU Rad

1.2 Terramechanik

Die Beschreibung von Rad-Boden Interaktionen ist für verschiedene Anwendungsfälle interessant. Besonders Einsatzfälle auf unbefestigtem Terrain, wie zum Beispiel in Bereichen der Landwirtschaft, dem Bauwesen oder bei militärischen Anwendungen, haben die Forschung in diesem Bereich vorangetrieben [Won01].

Modelle der Terramechanik spielen eine wichtige Rolle in der Entwicklung von Antriebskonzepten für planetare Rover. In diesem Kontext ist die exakte Vorhersage des Rad-Boden Verhaltens wichtig [Din+11]. Durch die Analyse bereits abgeschlossener Missionen sowie die Weiterentwicklung der Modelle auf Prüfständen sollen Vorfälle, wie zum Beispiel das Steckenbleiben des Rovers MER-SPIRIT, verhindern [IST11]. Aufgrund von zu tiefem Einsinken der Räder, hervorgerufen durch einen beschädigten Radaktor und die herrschenden Bodenverhältnisse ist MER-SPIRIT steckengeblieben [Arv+06].

Die zur Beschreibung und Simulation von Rad-Boden Kontakten eingesetzten Verfahren können in drei Gruppen unterteilt werden. Verfahren die auf der Simulation von diskreten Partikeln basieren Diskrete Elemente Methode (DEM) bilden die im Boden ablaufenden Vorgänge unmittelbar ab und können somit nahezu alle Phänomene wie zum Beispiel Aufbrechen oder Umschließen des Bodens abbilden [LS13]. Auf Volumenelementen basierende Verfahren, wie zum Beispiel die Finite Elemente Methode (FEM) vereinfachen den Boden als finite Volumenelemente für die entsprechend gewählte Gleichungen gelten. Die meisten FEM Modellen nutzen den Zusammenhang nach DRUCKER-PRAGER [LS13]. Diese Verfahren können, da sie den Boden als Kontinuum abbilden, im Vergleich zu den auf Partikeln basierenden, weniger Phänomene abbilden [Won01]. Als abschließende Gruppe von Verfahren sind empirische bzw. semi-empirische Modelle zu nennen. Bei diesen Modellen wird der Rad-Boden Kontakt auf wenige Zusammenhänge vereinfacht. Sie basieren auf empirisch und teilweise physikalisch hergeleiteten Zusammenhängen. Aufgrund der starken Vereinfachung benötigt dieser Typ den geringsten Rechenaufwand, ist in der Regel jedoch auch nur in einem schmalen Band von Einsatzfällen ausreichend exakt [LS13]. Aufgrund des hohen Rechenaufwands eignen sich DEM oder FEM jedoch nicht für den Einsatz in der Entwicklung des Prüfstandmodells. Es wird daher ein auf den Anwendungsfall zugeschnittenes empirisches Modell genutzt.

Auf Rover Räder zugeschnittene empirische Modelle wurden unter anderem von IAGNEMMA in [IST11] oder von LEITE in [LGS12] diskutiert. In [IST11] wird ein auf der BEKKER Theorie aufbauendes Terramechanik Modell vorgestellt. Im von [LGS12] vorgestellten empirischen Modell werden durch Optimierung die benötigten Parameter bestimmt.

1.2.1 Empirische Rad-Boden Modelle

Die meisten empirischen Modelle basieren auf Erweiterungen des 1960 von BEKKER aufgestellten nicht linearen Zusammenhangs zwischen Druck und Einsinkung [BLB05a; Tre+11; SID05]. Eine Übersicht über die von BEKKER aufgestellte Theorie und weitere genutzte Zusammenhänge von MOHR, COULOMB sowie TERZAGHI wird in diesem Kapitel gegeben.

BEKKER hat zur empirischen Beschreibung von Böden den Bevameter-Versuch entwickelt. Aus den Ergebnissen dieses Versuchs hat er den Druck-Einsinkungs Zusammenhang (Gl. 1.1) hergeleitet. Das in Abbildung 1.4 dargestellte Bevameter (Bekker Value Meter) ist ein zur Charakterisierung von Böden entwickeltes Instrument. Zur Ermittlung der BEKKER Parameter k_c , k_ϕ und n werden im Bevameter-Versuch zwei Testplatten mit verschiedenen Durchmessern in den Boden eingedrückt. Dabei wird die entstehende Druck-Einsinkungskurve aufgezeichnet. Durch das von BEKKER entwickelte Verfahren oder durch das zum Beispiel von APFELBECK erweiterte Verfahren können, aus dem Verlauf dieser Kurven, die Parameter bestimmt werden [Won01; Apf+11]. Auf eine Beschreibung der Verfahren zur Parameterbestimmung soll an dieser Stelle verzichtet werden, sie können in [Won01] bzw. [Apf+11] nachgelesen werden.



ABBILDUNG 1.4: Bevameter, Abbildung ist [Apf+11] entnommen

Die in dieser Arbeit eingesetzten Bodenparameter wurden, im Rahmen anderer Projekte, mit dem Verfahren von APFELBECK bestimmt. Eine Übersicht über die verwendeten Bodenparameter ist in Tabelle 1.2 gegeben. Mars Soil Simulant D (MSS-D) ist ein am DLR entwickeltes Marsbodensimulant und ist eine Mischung aus Kalk- und Quarzsand sowie anderen Beimengungen.

TABELLE 1.2: Übersicht der eingesetzten Böden mit BEKKER Parametern

Bodentyp	k_c [kN/m ⁿ⁺¹]	k_ϕ [kN/m ⁿ⁺²]	n [–]	c [kPa]	ϕ [°]
Quarzsand	-1.07×10^4	1.13×10^6	0.97	71.9	30.5
MSS-D	-2.86×10^6	2.47×10^8	2.49	66.5	36.7
Lavasand	-5.62×10^3	1.85×10^7	1.74	101.8	31.0
Kalksand	7.08×10^3	2.99×10^4	0.83	-	38.0

BEKKER Parameter (k_c , k_ϕ , n), Kohäsion c und Schüttwinkel ϕ

Der Druck-Einsinkungs Zusammenhang (Gl. 1.1) beschreibt den bei der Einsinkung z erwarteten Druck σ . Die Parameter k_c , k_ϕ und n beschreiben den Boden, der Parameter b ist die Referenzlänge und wird von BEKKER als kleinere der charakteristischen Längen definiert. Im Bevameter Versuch entspricht sie dem Durchmesser der Testplatte. Wird ein Rad betrachtet, wird b in der Regel mit der Radbreite gleichgesetzt [Won01].

$$\sigma(z) = \left(\frac{k_c}{b} + k_\phi \right) z^n \quad (1.1)$$

Ein weiterer häufig im gleichen Kontext eingesetzter Zusammenhang ist die von MOHR-COULOMB postulierte Bedingung (Gl. 1.2) für Materialversagen durch Scherung. Die Scherspannung τ_{\max} bei der Versagen einsetzt, wird aus der Kohäsion c und dem inneren Scherwinkel ϕ bei herrschender Normalspannung σ berechnet [Won01].

$$\tau_{\max} = c + \sigma \tan \phi \quad (1.2)$$

Die MOHR-COULOMB Bedingung für Scherversagen wurde von JANOSI und HAMAMOTO erweitert. Mit der Erweiterung kann die durch eine Scherung der Länge j erzeugt Scherspannung τ berechnet werden (Gl. 1.3). In diesem Zusammenhang wird die Scherlänge j auf eine Referenzscherlänge K des Bodens bezogen [Won01].

$$\tau = \tau_{\max} \left(1 - e^{-\frac{j}{K}} \right) \quad (1.3)$$

In der Berechnung von auf Grouser oder Radflanken wirkenden Kräfte werden die, aus der Betrachtung des MOHRSCHEN Spannungskreises hergeleiteten Zusammenhänge für den passiven σ_p und aktiven σ_a Bodendruck verwendet. Zur Bestimmung dieser Drücke werden die Bodenparameter Schüttdichte ρ , Scherwinkel ϕ und Kohäsion c sowie die herrschende Gravitation g und Oberflächenauflast q benötigt.

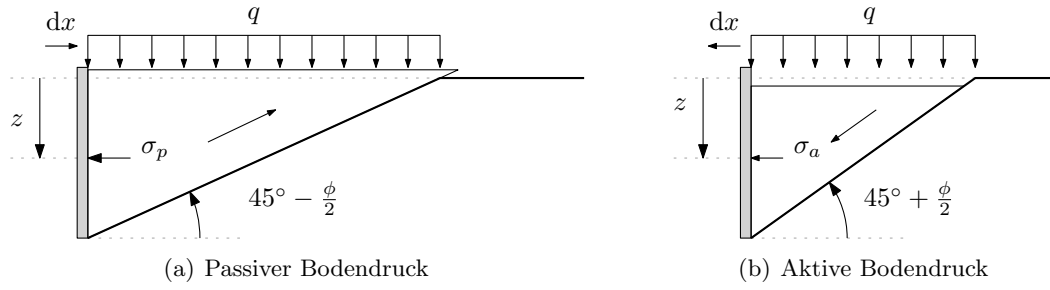


ABBILDUNG 1.5: Durch Abrutschen/Verschieben eines Bodenkeils bei einer Bewegung dx in der Tiefe z erzeugter Druck σ_a bzw. σ_p

Der passive Bodendruck σ_p entspricht der horizontalen Last pro Fläche in einer Tiefe z bei Verschiebung dx eines Bodenkeils gegen die Gravitation (Gl. 1.4, Abbildung 1.5, (a)). In diesem Fall wirken die durch Wichte ($\gamma_s = \rho g$) sowie die durch innere Reibung erzeugten Kräfte gegen die Bewegungsrichtung [Ter25].

$$\sigma_p = \gamma_s z N_\phi + q N_\phi + 2c \sqrt{N_\phi}, \quad \text{mit } N_\phi = \tan^2 \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right) \quad (1.4)$$

Der aktive Bodendruck entspricht der horizontalen Last pro Fläche in einer Tiefe z bei Verschiebung dx eines Bodenkeils mit der Gravitation (Gl. 1.5, Abbildung 1.5, (b)). In diesem Fall wirken die durch Wichte ($\gamma_s = \rho g$) erzeugte Kraft in Bewegungsrichtung und die durch innere Reibung erzeugte Kraft gegen die Bewegungsrichtung [Ter25].

$$\sigma_a = \gamma_s z \frac{1}{N_\phi} + q \frac{1}{N_\phi} - 2c \frac{1}{\sqrt{N_\phi}}, \quad \text{mit } N_\phi = \tan^2 \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right) \quad (1.5)$$

Durch Integration über die im Boden versenkte Länge h_b eines Grouser kann aus dem passiven Bodendruck die durch diesen Grouser entstehende Vortriebskraft berechnet werden:

$$F_p = \frac{1}{2} \gamma_s h_b^2 N_\phi + q h_b N_\phi + 2c h_b \sqrt{N_\phi} \quad (1.6)$$

1.2.2 Soil Contact Model - SCM

Soil Contact Model (SCM) ist ein im DLR von RAINER KRENN entwickeltes Bodenkontaktmodell für generisch geformte Körper. Es wird eine 2.5-D Darstellung des Bodens als Digital Elevation Model genutzt. Der Boden ist in dieser Form als ein in der x, y -Ebene gleich verteiltes Netz mit Höheninformationen für jeden Punkt gespeichert (Abbildung 1.6, a). Die Oberfläche des Kontaktkörpers muss ebenfalls als Punktwolke vorliegen (Abbildung 1.6, b). Der maximale Abstand zwischen zwei benachbarten Netzpunkten in der Beschreibung des Kontaktkörpers muss kleiner sein als der minimale Abstand zweier benachbarter

Punkte im Boden. SCM bildet dabei die durch den Flächenkontakt entstehenden Reaktionskräfte und Momente sowie die resultierende Bodenverformung ab. Die Berechnung der Reaktionskräfte basiert auf räumlich diskretisierter Betrachtung der BEKKER Gleichungen. Die Menge des zu verlagernden Bodens entspricht dem Schnittvolumen von Rad und Boden, die Betrachtung des entstehenden Druckfeldes bestimmt die Verlagerungsrichtung. Durch die Bodenverformung können Effekte wie seitliche Führung durch Spurrillen abgebildet werden. [KH09; KGH08].

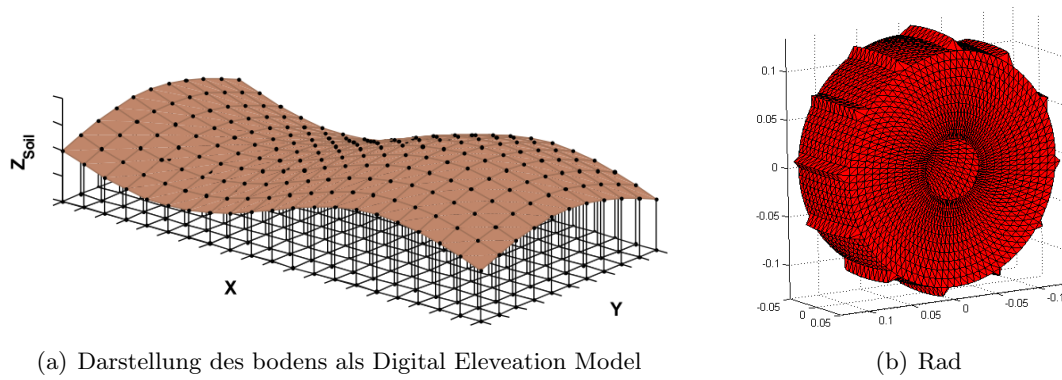


ABBILDUNG 1.6: Darstellung von Rad und Boden in SCM, Die Abbildungen sind [KH09] entnommen

1.3 Robotik

Bei der Anwendung und Beschreibung von Robotern müssen zwei mathematische Probleme gelöst werden. Das erste ist die Berechnung der Position und Orientierung des Tool Center Point (TCP), Pose genannt, aus den Gelenkwinkeln. Das zweite Problem ist das zum ersten Inverse, daher die Ermittlung der Gelenkwinkel aus einer Pose.

1.3.1 Vorwärts Kinematik

Der zur Berechnung der Pose aus den Gelenkwinkeln eingesetzte Algorithmus wird Vorwärts Kinematik (VK) genannt. Aufgrund der seriellen Kinematik des in dieser Arbeit genutzten Roboters kann die Position und Orientierung des TCPs durch Aufstellen der einzelnen Gelenktransformationen und entsprechende Multiplikation berechnet werden. Die homogene Transformationsmatrix ${}^i\mathbf{T}_{i-1}(q_i)$ von Glied $i - 1$ ins Glied i ergibt sich entsprechend der DENAVIT-HARTENBERG Notation mit dem Gelenkwinkel q_i [Sic+09].

$${}^e\mathbf{T}_0 = {}^1\mathbf{T}_0(q_1) \prod_{i=2}^n {}^i\mathbf{T}_{i-1}(q_i) \quad (1.7)$$

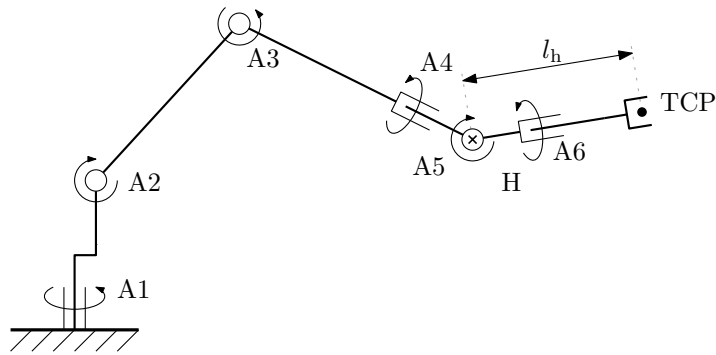


ABBILDUNG 1.7: Struktur eines Roboters mit serieller Kinematik und sphärischer Hand

1.3.2 Invers Kinematik

Das zur Vorwärts Kinematik entsprechende inverse Problem ist die Inverse Kinematik (IK). Die Berechnung der Gelenkwinkel aus einer vorgegebenen Pose ist jedoch nicht eindeutig. Daher können, je nach Roboterkonfiguration und Soll-Pose, unterschiedlich viele Lösungen möglich sein.

Analytische Verfahren

Zur Lösung der IK sind für bestimmte Roboterkonfigurationen analytische Lösungen möglich. Das in dieser Arbeit eingesetzte Lösungsverfahren basiert auf der sphärischen Konfiguration der letzten drei Achsen. Bei dieser Konfiguration schneiden sich diese Achsen in einem Punkt H (siehe Abbildung 1.7). Ausgehend von der Pose (Punkt TCP) wird entsprechend der Orientierung um die Länge der Hand l_h zum Schnittpunkt der Handachsen (Punkt H) zurückgerechnet. Die Winkel (q_4, q_5, q_6) der Handachsen (A4, A5, A6) berechnen sich nur aus der vorgegebenen Orientierung. Die Winkel (q_1, q_2, q_3) der Armgelenke (A1, A2, A3) können anschließend aus der Position des Punktes H bestimmt werden. Es ergeben sich mehrere Gelenkwinkelkombinationen welche die gewünschte Pose ermöglichen. In der Regel wird bei analytischen Verfahren der Lösungsraum beschränkt um eine eindeutige Lösung zu erzeugen. Die berechneten Winkel müssen abschließend auf Einhaltung von Grenzen geprüft werden [Sic+09].

Numerische Verfahren

Als alternative zu analytischen können numerische Verfahren zur Lösung der IK eingesetzt werden. Diese basieren auf der Minimierung des Problems Gl. 1.8 unter Berücksichtigung verschiedener Nebenbedingungen. Die homogene Transformation \mathbf{T}_{ref} beschreibt die Soll-Transformation von einem Bezugskoordinatensystem zum TCP, $\text{VK}(\vec{q})$ ist das Ergebnis

der Vorwärts Kinematik für ein Set von Gelenkwinkeln $\vec{q} = (q_1, \dots, q_n)^T$.

$$\min_{\vec{q}} \|\mathbf{T}_{\text{ref}} - \text{VK}(\vec{q})\| \quad (1.8)$$

Das in dieser Arbeit verwendete Verfahren zur iterativen Lösung dieses Problems wird in [BOH11] vorgestellt. In diesem Verfahren wird unter Berücksichtigung verschiedener Nebenbedingungen die optimale Bewegung in Richtung der Soll-Pose für den jeweiligen Zeitschritt bestimmt. Als Nebenbedingungen werden unter anderem die maximalen Gelenkgeschwindigkeiten und Beschleunigungen sowie die Hardwareanschläge des Roboters verwendet.

1.3.3 Jakobimatrix

Der Zusammenhang zwischen Gelenkwinkelgeschwindigkeiten und kartesischer Geschwindigkeit sowie Winkelgeschwindigkeit des TCPs ist die Jakobimatrix. Die Gesamtjakobimatrix ${}^a\mathbf{J}$ (Gl. 1.9) setzt sich aus der Jakobimatrix der Translation ${}^a\mathbf{J}_T$ (Gl. 1.10) und der Jakobimatrix der Rotation ${}^a\mathbf{J}_R$ (Gl. 1.11) zusammen, jeweils beschrieben im einem wählbaren Koordinatensystem $[\]_a$ [Sic+09].

$${}^a\mathbf{J} = \begin{bmatrix} {}^a\mathbf{J}_T \\ {}^a\mathbf{J}_R \end{bmatrix} \quad (1.9)$$

$${}^a\mathbf{J}_T = \begin{pmatrix} \frac{\partial {}^a s_x}{\partial q_1} & \dots & \frac{\partial {}^a s_x}{\partial q_n} \\ \frac{\partial {}^a s_y}{\partial q_1} & \dots & \frac{\partial {}^a s_y}{\partial q_n} \\ \frac{\partial {}^a s_z}{\partial q_1} & \dots & \frac{\partial {}^a s_z}{\partial q_n} \end{pmatrix} \quad (1.10)$$

$${}^a\mathbf{J}_R = \begin{pmatrix} \frac{\partial {}^a s_x}{\partial q_1} & \dots & \frac{\partial {}^a s_x}{\partial q_n} \\ \frac{\partial {}^a s_y}{\partial q_1} & \dots & \frac{\partial {}^a s_y}{\partial q_n} \\ \frac{\partial {}^a s_z}{\partial q_1} & \dots & \frac{\partial {}^a s_z}{\partial q_n} \end{pmatrix} \text{ mit } \frac{\partial {}^a \mathbf{S}_0}{\partial q_j} {}^a \mathbf{S}_0^T = \begin{pmatrix} 0 & -\frac{\partial {}^a s_z}{\partial q_j} & \frac{\partial {}^a s_y}{\partial q_j} \\ \frac{\partial {}^a s_z}{\partial q_j} & 0 & -\frac{\partial {}^a s_x}{\partial q_j} \\ -\frac{\partial {}^a s_y}{\partial q_j} & \frac{\partial {}^a s_x}{\partial q_j} & 0 \end{pmatrix} \quad (1.11)$$

1.3.4 Kraftregelungsverfahren

Kraft geregelte Roboter werden in der Industrie unter anderem zum Entgraten und Schleifen eingesetzt. Die Kontaktkräfte werden dabei in der Regel durch einen Kraft Momenten Sensor (KMS) am TCP gemessen, eine Erfassung der Kontaktkraft durch Momentensensoren in den Gelenken ist in Sonderfällen auch möglich. Software zur Kraftregelung wird von verschiedenen Roboterherstellern direkt zur Verfügung gestellt [Rob+06; Sto+12].

Die eingesetzten Kraftregelungen können in zwei Gruppen unterteilt werden, implizite und explizite Verfahren. Implizite Verfahren (Abbildung 1.8, (a)) prägen dem TCP ein auf einen Soll-Position x_d bezogenes kraftbasiertes Verhalten auf, zum Beispiel das eines Feder-Dämpfer-Systems. Als Soll-Größe wird der Referenzpunkt vorgegeben, das Kontaktverhalten wird durch die Parametrierung bestimmt. Bei expliziten Verfahren (Abbildung 1.8, (b)) wird eine Soll-Kraft explizit vorgegeben [Sic+09].

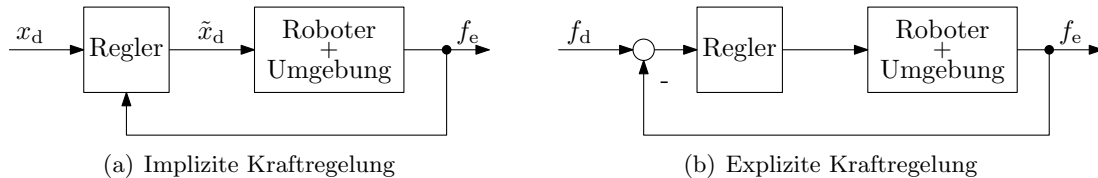


ABBILDUNG 1.8: Vergleich Impliziter und Expliziter Kraftregelungsmethoden

Bei dem in dieser Arbeit betrachteten Einsatzfall ist die explizite Vorgabe einer Soll-Kraft gefordert, daher wird ein explizites Kraftregelungsverfahren genutzt. Zur Implementierung einer expliziten Kraftregelung sind zwei grundlegende Ansätze möglich. Bei einer direkten Kraftregelung werden die benötigten Gelenkmomente bzw. Ströme aus den aktuellen Gelenkpositionen, Geschwindigkeiten, Beschleunigungen und äußeren Kräften ermittelt. Eine solche Kraftregelung benötigt eine exakte Kenntnis aller Systemparameter und die Möglichkeit, Gelenkmomente bzw. Ströme als Stell-Größe an die Motoren zu übergeben. Alternativen zur direkten Kraftregelung sind kaskadierte Regelungsverfahren. Diese Verfahren enthalten innerhalb der Kraftregelung mehrere interne Regelungsebenen. Die Kraftregelung selbst ist die äußerste Regelungsebene und ermittelt in der Regel eine Referenz-Position oder Geschwindigkeit [Sic+09].

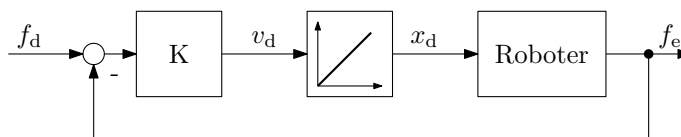


ABBILDUNG 1.9: Grundstruktur einer Admittanz Regelung mit innerer Positionsregelung

Die Admittanzregelung ist eine mögliche Implementierung einer expliziten Kraftregelung mit innerer Positionsregelung (siehe Abbildung 1.9). Aus der Differenz von Soll-Kraft f_d und der aktuellen Kraft am TCP f_e wird im Regler (K) eine Referenzgeschwindigkeit v_d berechnet, die anschließend zu einer Soll-Position x_d integriert wird. Eine Kenntnis über die exakte Funktionsweise des inneren Positionsreglers ist dabei nicht zwingend notwendig. Der Aufbau des Reglers ist nicht vorgegeben und kann dem Einsatzfall angepasst werden. Für reine Proportionalregler konnte von EPPINGER in [ES87] für hinreichend kleine Verstärkungen Stabilität gezeigt werden es wurde zusätzliche hergeleitet das zusätzliche Verzögerungen im System die maximale Verstärkung herabsetzten. Durch den Einsatz von

Reglern höherer Ordnung kann die Performanz wesentlich gesteigert werden [VKM97]. Einen dem in dieser Arbeit ähnlichen Aufbau (KUKA-Roboter und Positionsvorgabe über *RST*) haben BIGRAS und LAMBERT in [BLP12] untersucht und konnten eine stabile Kraftregelung umsetzen.

2 Einzelradprüfstände

2.1 Verwendung von Einzelradprüfständen

Einzelradprüfstände werden bei der Entwicklung und Verifizierung von Bodenmodellen eingesetzt, um die ablaufenden Prozesse isoliert untersuchen zu können. Ein weiterer Einsatzbereich sind mechanische Tests von Rover-Rädern zur Beurteilung ihrer Performanz. Durch Betrachtung eines einzelnen Rades können die Einflüsse verschiedener Teilaspekte, wie zum Beispiel der Grouser, gezielter untersucht werden. Einflüsse des Prüfstands selbst sollten gering sein. Ein typisches auf Einzelradprüfständen durchgeführtes Experiment dient der Ermittlung der nutzbaren Vortriebskraft, genannt *Drawbar Pull*. Dieser Wert beschreibt die Differenz zwischen erzeugter Vortriebs- und Widerstandskraft. Um diesen Wert zu ermitteln wird das Rad mit einer festen Translations- und Drehgeschwindigkeit bei einer definierten Aufstandskraft durch die Bodenprobe bewegt. Die entstehende Zugkraft (der *Drawbar Pull*) kann eine Aussage über die Performanz des Rades liefern [LGS12]. Die durch den Einsatz vom Einzelradprüfständen gewonnen Meßwerte werden bei der Entwicklung von Bodenmodellen zur Verifikation von Simulationsergebnissen genutzt [Din+11; LGS12].

2.2 Varianten und Aufbau von Einzelradprüfständen

Alle derzeit öffentlich dokumentierten Prüfstände haben zwei Freiheitsgrade vor der Radachse; jeweils einen zur longitudinalen Bewegung des Rades und einen zur vertikalen Bewegung. Die Translation ist entweder, wie zum Beispiel am Prüfstand (a) des MASSACHUSETTS INSTITUTE OF TECHNOLOGY [BLB05b] durch eine Linearachse oder wie am Prüfstand (b) der CARNEGIE MELLON UNIVERSITY [Din+11] durch eine Rotationsachse realisiert.

Die Verwendung einer Rotationsachse erlaubt auf kleinerem Raum längere Verfahrstrecken. Dabei ist der Einfluss des Kurvenradius auf Testergebnisse zu berücksichtigen. Durch die Belastung der vertikalen Achse mit einer Kraft wird die durch den Rover erzeugte Aufstandskraft simuliert und kann auf die Normallast auf dem jeweiligen planetaren Körper angepasst werden. Diese Aufstandskraft wird in der Regel durch Anbringen von Gewichten an der vertikalen Achse erzeugt, je nach Prüfstand und Einsatzfall wirken diese entweder als Zusatzlast oder Entlastung. Zur Durchführung von Versuchen mit festem Schlupf oder

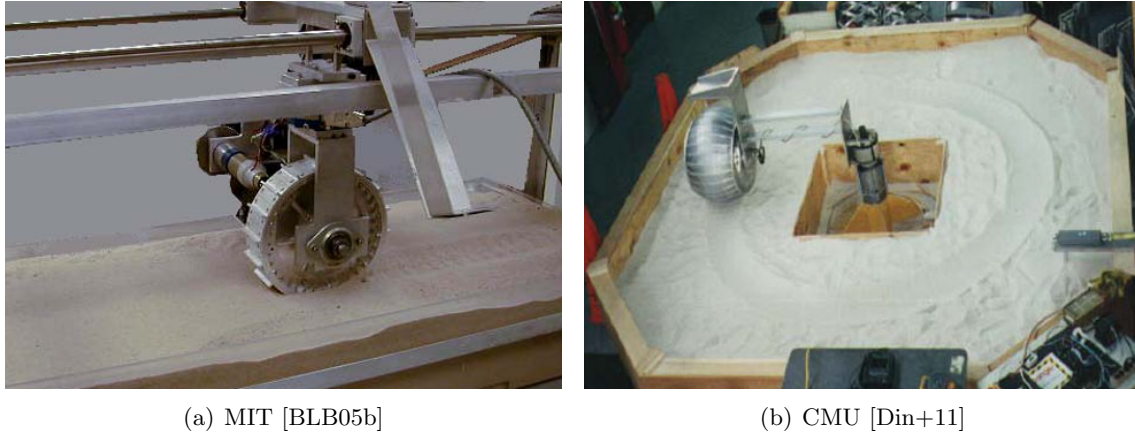


ABBILDUNG 2.1: Varianten verschiedener Einzelradprüfstände am MASSACHUSETTS INSTITUTE OF TECHNOLOGY (a) bzw. an der CARNEGIE MELLON UNIVERSITY (b)

fester Widerstandskraft sind zusätzliche Aktoren notwendig. In den meisten Fällen wird ein KMS am Radflansch eingesetzt [Din+11; BLB05b].

2.2.1 Aufbau des RMC-DLR Einzelradprüfstands

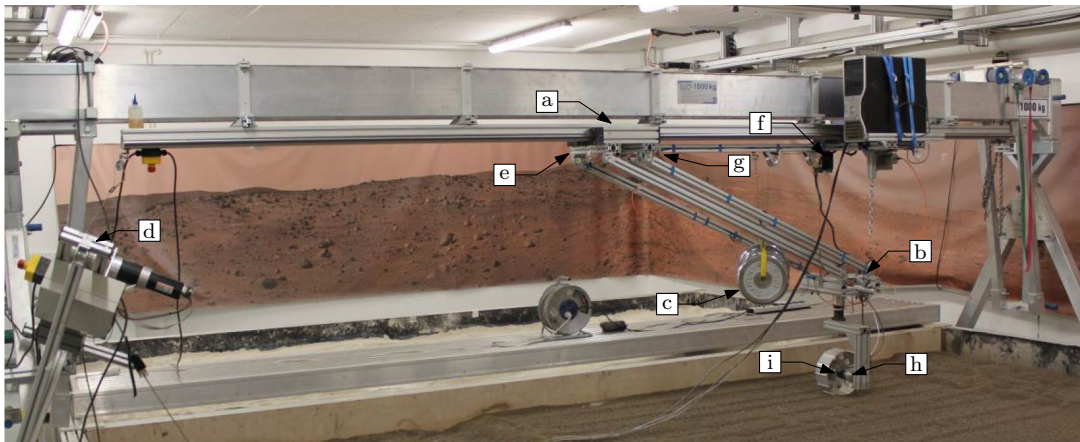


ABBILDUNG 2.2: Aufbau des Einzelradprüfstands im Planetaren-Explorations-Labor (PEL) am RMC des DLR in Oberpfaffenhofen

Der im RMC eingesetzte Einzelradprüfstand ist eine linear geführte Brückenkonstruktion (Abbildung 2.2). Die horizontale Führung ist durch einen in zwei Gleitschienen geführten Schlitten (a) unter der Brücke realisiert. Durch eine parallele Profilkonstruktion ist der Radträger (b) mit dem Schlitten verbunden. Insgesamt hat der Radträger daher zwei translatorische Freiheitsgrade, vertikal und horizontal. Aus der Schenkellänge des Parallelogramms (1.56 m) und der Brückenspannweite ergibt sich eine maximale Testlänge von 2.1 m. Die Radlast wird durch das Anbringen von Be- oder Entlastungsgewichten am Radträger eingestellt (c). Als zusätzlicher Aktor ist eine Seilwindenkonstruktion (d) mit

dem Schlitten verbunden, über die sich die Translationsgeschwindigkeit begrenzen lässt. Die vom Rad erzeugte Zugkraft kann durch einen im Seil angebrachten Kraftsensor (e) bestimmt werden. Um die Position des Radträgers in der Ebene zu bestimmen, muss zum einen die Position des Schlittens und zum anderen der Winkel zwischen Brücke und Parallelogramm bestimmt werden. Die vertikale Position des Schlittens und die Schenkellänge des Parallelogramms sind bekannt. Am Schlitten ist zur Bestimmung der horizontalen Position ein Seilzugsensor (f) angebracht. Ein Winkelsensor (g) befindet sich an einem Gelenk zwischen Schlitten und Parallelogramm. Aus dem Winkel und der Schenkellänge des Parallelogramms kann die relative Position des Radträgers zum Schlitten bestimmt werden. Ein 6-D Kraft Momenten Sensor (h) zwischen Antriebseinheit (i) und Radträger misst die durch den Bodenkontakt entstehenden Kräfte und Momente. Im Prüfstand wird eine Antriebseinheit des LRUs eingesetzt. Diese Antriebseinheit ist eine im DLR entwickelte kombinierte Motor-Getriebe-Einheit. Die vorhandene Prüfstandsteuerung beschränkt die Abtastrate aller Größen auf 10 Hz.

Aus dem beschriebenen Aufbau ergeben sich einige Nachteile. Zunächst reicht die Messfrequenz nicht aus, um Effekte die zum Beispiel durch Grouser hervorgerufen werden, abzubilden. Änderungen der Radeinsinkung führen, aufgrund der Schenkellänge des Parallelogramms, nur zu kleinen Winkeländerungen am Winkelsensor ($\delta z = 1 \text{ cm} \rightarrow \delta \alpha < 0.5^\circ$). Diese Winkeländerungen sind jedoch mit dem verbauten Sensor und A/D-Wandler nicht mit ausreichender Genauigkeit messbar; Toleranzen im Aufbau verstärken diesen Effekt weiter. Als zusätzliche Probleme sind die nur diskret wählbare Radentlastung, Reibungseinflüsse durch die Gleitschiene und die Gelenke im Parallelogramm sowie die relativ kurze Testlänge zu nennen.

3 Konzept des robotischen Einzelradprüfstands

Den in Kapitel 2.2.1 beschriebenen Beschränkungen des derzeit eingesetzten Einzelradprüfstands soll durch die Verwendung eines Industrieroboters zur Positionierung des Rades entgegengewirkt werden. Durch die Erhöhung der Freiheitsgrade ist es möglich, die Testprozedur zum Beispiel um Kurvenfahrten oder Verkippen des Rades zu erweitern. Die Kraftregelung der Aufstandskraft ermöglicht es, alle Funktionen des herkömmlichen Prüfstands bereitzustellen. Wird die Kraftregelung auf alle Richtungen ausgeweitet, kann die Testprozedur weiter ergänzt werden und zum Beispiel das Rad an einen in einem Mehrkörpersystem (MKS) simulierten Rover gekoppelt werden. Mögliche Testmodi sind in Tabelle 3.1 dargestellt. Zur Kraftregelung und Erfassung der Kontaktkräfte wird ein 6-D KMS am TCP verwendet. Bei einer idealen Kraftregelung verhalten sich die zu simulierende Radaufhängung und der Roboter identisch, d.h. dass die Eigendynamik des Roboters keinen Einfluss besitzt.

TABELLE 3.1: Soll-Kraft bzw. Soll-Position Kombination zur Erzeugung verschiedener Testmodi

Test Modus	Fahrtrichtung (X)	Axial (Y)	Vertikal (Z)	Motor
Fixed Slip	$x = v_T t$	$y = y_0$	$F_z = F_g$	$\omega = \omega_0$
Fixed Resistance	$F_x = F_R$	$y = y_0$	$F_z = F_g$	$\omega = \omega_0$
Free Run	$F_x = 0$	$y = y_0$	$F_z = F_g$	$\omega = \omega_0$
MultiBody	$F_x = f(t)$	$F_y = f(t)$	$F_z = f(t)$	$\omega = f(t)$

Fixed Slip: Testmodus mit fester Geschwindigkeitsvorgabe v_T , *Fixed Resistance*: Testmodus mit einer definierten Widerstandskraft F_R , *Free Run*: Testmodus mit freier Translation des Rades $F_R = 0$, *MultiBody*: Testmodus zur Kopplung an ein Mehrkörpersystem mit dynamischer Soll-Kraft Vorgabe

Weitere Optimierung gegenüber herkömmlichen Einzelradprüfständen bietet sich im Bereich der Automatisierung. Durch die freie Programmierbarkeit des Industrieroboters können Messreihen automatisiert durchgeführt werden. Auch für die derzeit manuelle Bodenaufbereitung könnte ein automatisiertes Verfahren eingesetzt werden, jedoch ist dies im ersten Schritt nicht vorgesehen. Der Aufbau soll jedoch eine zukünftige Einbindung ermöglichen. Dabei ist der Einsatz von Pflug und Rechen ähnlichen Werkzeugen mit einer festen oder kraftgeregelten Trajektorie möglich. Als Vorteil einer Automatisierung wird vor allem eine verbesserte Wiederholbarkeit der Bodenaufbereitung erwartet.

3.1 Anforderungen

Zur erfolgreichen Umsetzung eines Projektes ist es notwendig, vor Beginn die Anforderungen zu analysieren. Dabei kann die klassische Anforderungsliste aus der Konstruktionstechnik zur Hilfe genommen werden. In dieser Anforderungsliste (Tabelle 3.2) wird zwischen Anforderungen (F) und Wünschen (W) unterschieden. Anforderungen sind dabei unbedingt zu erfüllende Punkte. Wünsche können wenn erforderlich ausgelassen oder nur teilweise erfüllt werden [Pah05].

Die Anforderung an den robotischen Einzelradprüfstand setzen sich unter anderem aus den Fähigkeiten des herkömmlichen Teststandes (siehe Kapitel 2), den geplanten und nötigen Erweiterungen sowie Erfahrungswerten zusammen.

Grundsätzlich muss der Prüfstand die vom Einsatzort aufgeprägten Rahmenbedingungen einhalten. Werden diese nicht eingehalten, kann das Projekt auch bei theoretischer Machbarkeit nicht umgesetzt werden. Da der Roboter im vorgesehenen Laborraum keine umliegenden Aufbauten oder Gebäudeelemente beschädigen darf, ist der maximale Arbeitsraum beschränkt (Punkt 1.1). Die zulässige Bodenlast des Estrichs (Punkt 1.2) gilt nicht für den Roboter, da dieser entweder direkt auf dem Fundament oder auf eine Montageplatte steht. Andere Komponenten, wie die Boden-Simulant-Container, müssen diese Anforderung jedoch erfüllen. Die Transportmaße aller Einzelkomponenten sind ebenfalls begrenzt (Punkt 1.3).

Aus dem Rad-Boden Kontakt ergeben sich weitere Anforderungen. Um Einschwing- und Einlaufvorgänge im Kontakt ausreichend abklingen zu lassen ist eine Testlänge von mehr als 3 m erforderlich (Punkt 2). Dieser Wert basiert auf Erfahrungswerten des aktuellen Prüfstands. Bei Tests in weichen Böden sind hohe Einsinkungen von mehr als 50 % des Radradius zu erwarten, daher ist eine möglichst große Grenzeinsinktiefe mit einem Mindestwert von 50 % gefordert (Punkt 3 und 4). Die Mindestmessfrequenz aller Prozessgrößen kann durch die Grouser induzierte Anregungsfrequenz abgeschätzt werden. Bei einer angenommenen maximalen Transversalgeschwindigkeit (v_w) des Rades von 0.4 m/s und den Radeigenschaften des LRU-Rades (Radius $r_w = 125$ mm, Grouseranzahl $n_G = 20$) ergibt sich nach Gl. 3.1 unter Berücksichtigung des Abtasttheorems nach Shannon [AB06] ein Mindestwert von $f_{\min} = 50$ Hz.

$$f_{\min} \geq 5 \frac{v_w n_G}{2 \pi r_w} \quad (3.1)$$

Der Einsatz des Prüfstandes in einer sehr staubigen Umgebung erfordert eine Staubresistenz bzw. einen Staubschutz aller Komponenten (Punkt 7). Um Störeinflüsse durch elektromagnetische Strahlung auf analoge Messsignale gering zu halten, sollen alle Sensorsignale möglichst nah am jeweiligen Sensor digitalisiert werden (Punkt 8).

Da der Prüfstand den bisherigen Prüfstand ersetzen soll, müssen alle aktuellen Testmodi weiterhin verfügbar sein. Daraus ergibt sich die Mindestanforderung einer Kraftregelung

mit zeitinvarianter Sollwertvorgabe für die horizontale (x) und vertikale (z) Kraft (Punkt 9). Eine vollständige Kraftregelung mit zeitvarianter Sollwertvorgabe in allen Richtungen ist als Wunsch in Punkt 10 erfasst.

Aus den geplanten Testszenarien, bestehend aus Rover-Typ und simulierter Gravitation, ergeben sich die in Punkt 11 bis 15 aufgenommenen Lastfälle. Geplant ist die Untersuchung von Rädern, die den Rädern der in Tabelle 1.1 gelisteten Rover entsprechen. Die leichteren Rover (LRU, EXOMARS) sollen jeweils bei Erdgravitation und dem Einsatzort entsprechender Gravitation getestet werden. Für Rover mit einer Masse von mehr als 500 kg ist eine Simulation bei Erdgravitation und voller Masse nicht praktikabel. Die zu erwartenden Radlasten F_z und Motormomente M_y sind aus der Rover Masse m und Radanzahl n_w durch Gl. 3.2 und 3.3 abgeschätzt.

$$F_z = \frac{m g_{\text{sim}}}{n_w} \quad (3.2)$$

$$M_y = F_z r_w \quad (3.3)$$

TABELLE 3.2: Anforderungsliste: Robotischer Einzelradprüfstand

F W	Anforderung	
F	Einhalten von Rahmenbedingungen	(1)
	- Maximale Transportmaße: $[1750 \text{ mm} \times 2200 \text{ mm} \times 2375 \text{ mm}]$	(1.1)
	- Maximale Größe: $[6500 \text{ mm} \times 6500 \text{ mm} \times 3500 \text{ mm}]$ $[L \times B \times H]$	(1.2)
	- Zulässige Bodenlast: 10 kN/m^2	(1.3)
F	Verfahrlänge $l_T > 3 \text{ m}$	(2)
F	Optimierungsziel Einsinktiefe	(3)
F	Minmal mögliche Einsinkung $z > 50 \% r_w$	(4)
W	Automatisierte Bodenaufbereitung	(5)
F	Messfrequenz $f > 50 \text{ Hz} \approx 5 \frac{v_w n_G}{2 \pi r_w}$	(6)
F	staubgeschützt	(7)
W	Sensornahe Digitalisierung aller Sensorsignale	(8)
F	Vorgabe fester Soll-Kraft in x und z	(9)
W	Vorgabe einer Kraft-/Momentenrajektoie in $x, y, z, \alpha, \beta, \gamma$	(10)
F	Testszenario EXOMARS bei Marsgravitation (3.7 m/s^2)	(11)
	- Radlast: $F_z = 190 \text{ N}$	(11.1)
	- Lastmoment: $M_y = 25 \text{ N m}$	(11.2)
	- Radgeometrie: $r_w = 0.125 \text{ m}$, $b_w = 0.12 \text{ m}$	(11.3)
F	Testszenario LRU bei Mondgravitation (1.6 m/s^2)	(12)
	- Radlast: $F_z = 37 \text{ N}$	(12.1)
	- Lastmoment: $M_y = 5 \text{ N m}$	(12.2)
	- Radgeometrie: $r_w = 0.125 \text{ m}$, $b_w = 0.15 \text{ m}$	(12.3)
F	Testszenario LRU bei Erdgravitation (9.81 m/s^2)	(13)
	- Radlast: $F_z = 100 \text{ N}$	(13.1)
	- Lastmoment: $M_y = 15 \text{ N m}$	(13.2)
	- Radgeometrie: $r_w = 0.125 \text{ m}$, $b_w = 0.15 \text{ m}$	(13.3)
W	Testszenario EXOMARS bei Erdgravitation (9.81 m/s^2)	(14)
	- Radlast: $F_z = 500 \text{ N}$	(14.1)
	- Lastmoment: $M_y = 65 \text{ N m}$	(14.2)
	- Radgeometrie: $r_w = 0.125 \text{ m}$, $b_w = 0.15 \text{ m}$	(14.3)
W	Testszenario MSL-CURIOSITY bei Marsgravitation (3.7 m/s^2)	(15)
	- Radlast: $F_z = 620 \text{ N}$	(15.1)
	- Lastmoment: $M_y = 160 \text{ N m}$	(15.2)
	- Radgeometrie: $r_w = 0.25 \text{ m}$, $b_w = 0.4 \text{ m}$	(15.3)

3.2 Grobkonzept

Die Hauptkomponenten des robotischen Einzelradprüfstand sind der Roboter, ein Kraft-Momenten Sensor, die Antriebseinheit mit Rad, ein Rad Träger als Adapter zwischen Sensor und Antriebseinheit sowie ein Container zur Aufnahme des Boden-Simulants. Alle Komponenten außer Rad Träger und Boden-Simulant-Container, sind als Industrieprodukte erhältlich oder bereits vorhanden. Ein Entwurf für Rad-Träger und Boden-Container wird in dieser Arbeit erstellt.

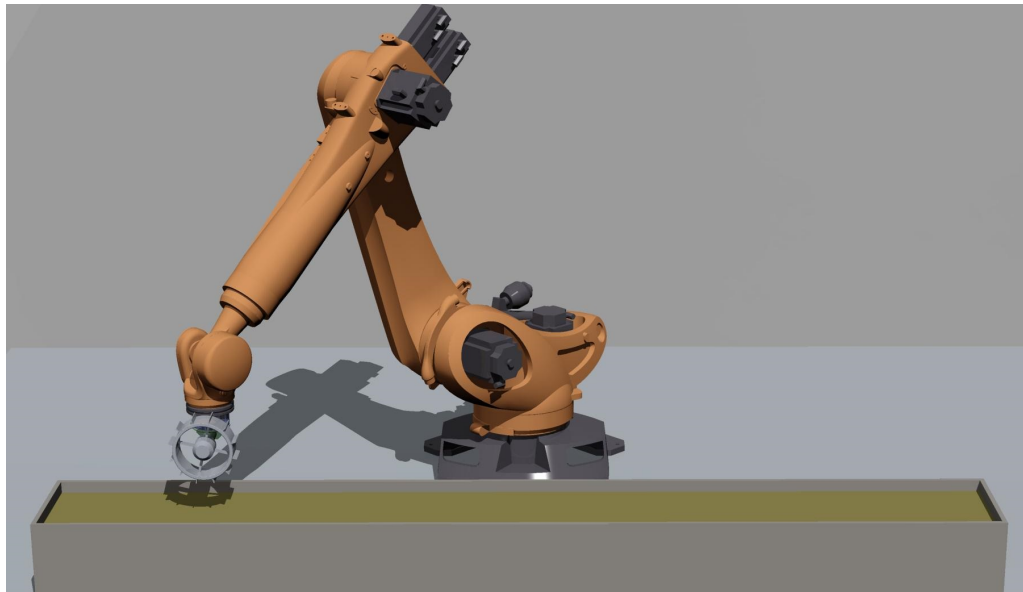


ABBILDUNG 3.1: Konzeptbild des robotischen Einzelradprüfstand

3.2.1 Entwurf des Rad Trägers

Der Rad-Träger dient als statisches Verbindungselement zwischen KMS und Antriebseinheit. Der Aufbau bestimmt maßgeblich die Funktionsweise und Leistungsfähigkeit des Teststands. Als Variationsmöglichkeit ergibt sich vor allem der Winkel zwischen der letzten Roboter-Achse (A6) und der Radachse. Es sind zwei grundlegende Konfigurationen möglich (siehe Abbildung 3.2). In der Konfiguration (a) steht die Radachse in einem Winkel von 90° zu A6. In dieser Konfiguration ist eine dedizierte Antriebseinheit notwendig. Sind beide Achsen kollinear (Konfiguration (b)), ist es möglich, A6 als Antriebseinheit zu nutzen. Trotz dieses Vorteils von (b) ist Konfiguration (a) vorzuziehen. In Konfiguration (b) ist der Radradius durch die Geometrie der Roboterhand nach unten auf $r_w > r_{\min}$ begrenzt. Im Fall des in Kapitel 4.1 ausgewählten Roboters KR210 würde sich r_{\min} zu 80 mm ergeben. Dies widerspricht unter Berücksichtigung der Radparameter nach Tabelle 1.1 den Punkten 3 und 4 der Anforderungsliste (Tabelle 3.2).

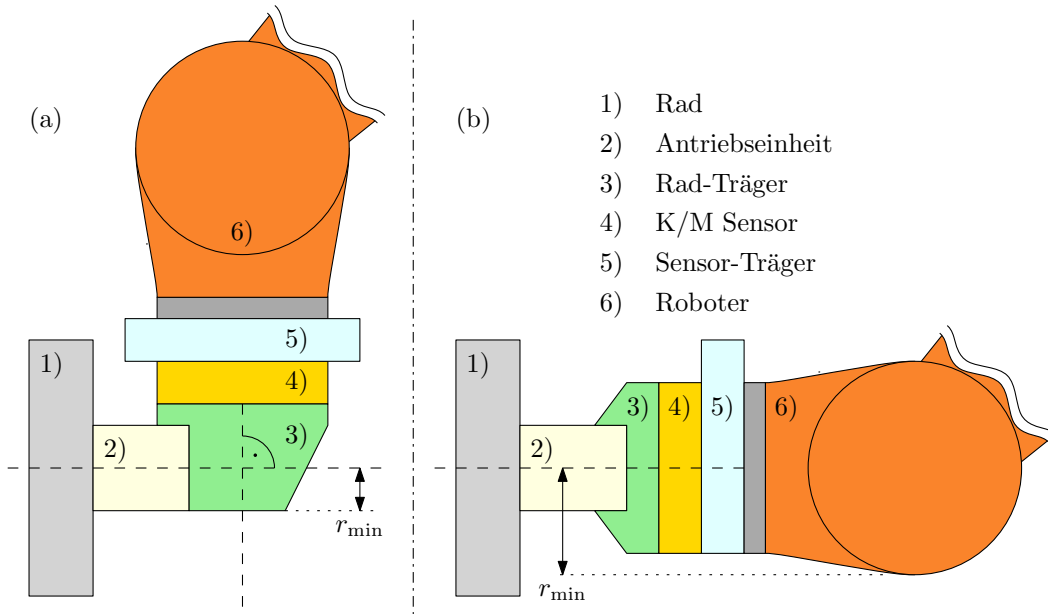


ABBILDUNG 3.2: Varianten des Rad-Trägers; in 90° a) und 0° b) Konfiguration

Im Fall der Konfigurationen (a) oder (b), falls A6 nicht als Antrieb genutzt wird, ist es möglich, zwischen TCP und KMS zusätzlichen einen Sensor-Träger anzubringen. Mit Hilfe dieses Trägers können beispielsweise zum Rad ortsfest geführte Kameras angebracht werden, ohne dass diese in der Sensordatenkorrektur berücksichtigt werden müssen. In der Konfiguration (b) müssten, falls A6 als Antrieb genutzt wird, alle zusätzlichen Anbauten am Arm des Roboters befestigt werden und wären im Bezug auf das Rad nicht ortsfest.

3.2.2 Entwurf der Boden-Simulant Container

Beim Einsatz des robotischen Einzelradprüfstandes in der Validierung von Bodenmodellen müssen Testreihen auf unterschiedlichen Böden durchgeführt werden. Um Umrüstzeit zwischen Tests auf verschiedenen Böden zu minimieren, ist der Einsatz von mobilen Boden-Simulant Containern geplant.

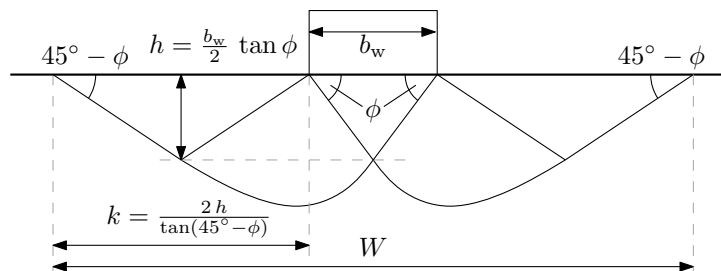


ABBILDUNG 3.3: Abschätzung der minimalen Containerbreite (W) sowie der minimalen Containerhöhe (h) durch Betrachtung des Spannungsverlaufs nach [Won01]

Die Mindestbreite eines Containers kann durch Betrachtung der Druckverteilung im Boden abgeschätzt werden. Wird eine Druckverteilung nach TERZAGHI [Won01, S. 106] (Abbildung 3.3) angenommen, kann eine Abschätzung für die minimale Containerbreite W (Gl. 3.4) in Abhängigkeit vom Schüttwinkel ϕ sowie der Radbreite b_w herleitet werden.

$$W = b_w + 2 k(b_w, \phi) = b_w \left(1 + \frac{\tan \phi}{\tan(45^\circ - \phi)} \right) \stackrel{\phi=30^\circ}{\approx} 3 b_w \quad (3.4)$$

Bei einem maximalen Schüttwinkel von 30° ergibt sich ein Verhältnis zwischen Radbreite und Containerbreite von etwa eins zu drei. Für die eingesetzten Räder ($b_w = 200$ mm) resultiert somit eine erforderliche Containerbreite von 600 mm. Wird über diese Druckverteilung die Einflusstiefe h geschätzt ist die minimale Füllhöhe von $h_{\min} = 60$ mm.

$$h_{\min} = \frac{b_w \tan \phi}{2} \stackrel{\phi=30^\circ}{\approx} 60 \text{ mm} \quad (3.5)$$

Da in dieser Abschätzung keine Effekte der Bodenverfrachtung berücksichtigt sind, sollte eine deutlich höhere Füllhöhe gewählt werden. Die maximale Füllhöhe des Containers wird aus der zulässigen Bodenlast hergeleitet. Aus der Schüttdichte von $1.6\text{--}1.8 \text{ t/m}^3$ und der Bodenlast von 10 kN/m^2 ergibt sich, bei Berücksichtigung möglicher Zusatzlasten, eine maximale Füllhöhe von etwa 500 mm. Die Länge des Containers sollte der maximalen durch den Roboter unterstützen Testlänge entsprechen.

3.3 Zusätzliche Komponenten

Zusätzlich zu Kräften, Momenten und kinematische Größen sind auch Rahmenbedingungen wie Umgebungstemperatur und Luftdruck für die Validierung von Bodenmodellen interessant. Zur Erfassung dieser Werte können einfache Sensoren am Sensor-Träger montiert und automatisch über den Steuerungs-PC ausgelesen werden.

Eine weitere Information, die im aktuellen Prüfstand nur mangelhaft erfasst werden kann, ist die Einsinkung des Rades. Da diese nur aus der Kombination des Bodenprofils und der Radtrajektorie berechnet werden kann, muss das Bodenprofil entweder bekannt sein oder gemessen werden. Durch eine automatisierte Bodenaufbereitung können vorgegebene Rahmenbedingungen erzeugt werden. Durch die Nutzung eines Linien oder Laserscanners am Rad- oder Sensor-Träger kann durch Vermessen des Bodens vor und nach jedem Testlauf diese Information sehr genau gewonnen werden. Die Firma MICO EPSILON stellt entsprechende Linienscanner her [MIC15].

4 Auswahl der Hardwarekomponenten

Erster Schritt der Machbarkeitsanalyse ist die Identifikation möglicher Hardwarekomponenten. In den folgenden Kapiteln wird der Auswahlprozess vorgestellt und die Eignung der Komponenten gezeigt. Die zentrale Komponente, der Roboter, wird zuerst betrachtet, anschließend werden alle anderen Komponenten unter Berücksichtigung des identifizierten Roboters ausgewählt bzw. ausgelegt.

4.1 Roboter

4.1.1 Auswahl

Zur Auswahl des Roboters werden zunächst alle den Roboter betreffenden Anforderungen aus der Anforderungsliste des Gesamtprüfstands (Tabelle 3.2) ermittelt und in direkte Anforderungen an den Roboter umgeformt. Als maßgebliche Kriterien ergeben sich die Lasten am TCP und die verfügbare Testlänge. Neben diesen Qualitätskriterien gibt es eine Reihe von Ausschlusskriterien wie Maximalgewicht, Überschreiten von maximalen Ausmaßen oder die Inkompatibilität mit der KUKA Robotersteuerung. Die Beschränkung auf diese Steuerung ist mit bereits vorhandenen Kompetenzen und Erfahrungen in der Arbeit mit dieser Steuerung begründet. Ein Wechsel hätte einen erheblichen Mehraufwand zur Folge. Aspekte der Bodenaufbereitung werden nicht in den Auswahlprozess mit einbezogen, da es zum Zeitpunkt der Arbeit noch keine ausgearbeiteten Konzepte für diesen Prozess gab.

Zur Auswahl des Roboters wird für alle Roboter, die keine Ausschlusskriterien erfüllen, ein Vergleichswert berechnet (*Score*, Gl. 4.1 und 4.2). In diesen Vergleichswert werden alle als wichtig eingestuften Leistungsdaten des Roboters einbezogen. Diese Kriterien sind maximale Testlänge, TCP-Last, Genauigkeit und Gewicht. Alle Einzelkriterien werden auf einen Referenzwert bezogen und gewichtet.

$$\text{Score} = 1000 \frac{S}{\max S} \quad (4.1)$$

$$S = \left[w_m \left(\frac{\tilde{m}}{m} \right) + w_{f\tau} \left(\frac{f_a}{\tilde{f}_a} + \frac{f_r}{\tilde{f}_r} + \frac{\tau_a}{\tilde{\tau}_a} + \frac{\tau_r}{\tilde{\tau}_r} \right) + w_l \left(\frac{l_T}{\tilde{l}_T} \right) + w_G \left(\frac{\tilde{G}}{G} \right) \right] \quad (4.2)$$

Da es für Genauigkeit und Gewicht keine numerischen Anforderungen gibt, gilt für

diese Kriterien der Mittelwert aller Kandidaten als Referenzwert (\tilde{G} , \tilde{m}). Die geforderte minimale Testlänge von 3 m ist als Referenzwert für die Testlänge (\tilde{l}_T) gesetzt. Die Referenzwerte für die TCP-Lasten ($\tilde{\tau}_{a,r}$, $\tilde{f}_{a,r}$) müssen aus den geplanten Testszenarien und Testmodi berechnet werden.

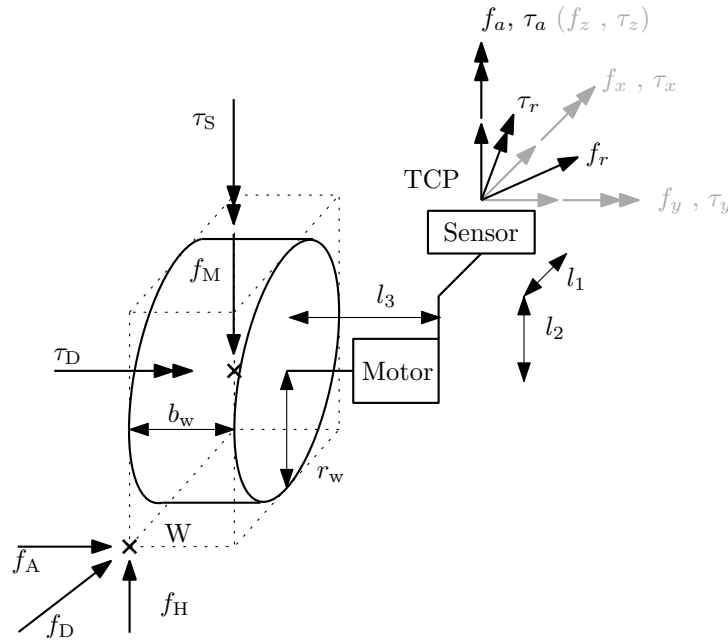


ABBILDUNG 4.1: Starrkörper Modell des Rad Trägers inklusive Rad und Sensor

Um die Referenzwerte des Kriteriums TCP-Last zu ermitteln, werden die am TCP entstehenden Reaktionskräfte und Momente berechnet. Zu diesem Zweck wird ein vereinfachtes Starrkörpermodell (siehe Abbildung 4.1) aller relevanten am TCP montierten Komponenten aufgestellt und die entstehenden Kräfte und Momente aus dem Kräftegleichgewicht bestimmt. Die Reaktionen in x und y Richtung werden anschließend in einer radialen Komponente zusammengefasst ($f_r = \sqrt{f_x^2 + f_y^2}$, $\tau_r = \sqrt{\tau_x^2 + \tau_y^2}$). Die axiale Komponente entspricht der Kraft bzw. dem Moment in z -Richtung. Beim Aufstellen des Kräftegleichgewichts wird ein Worst-Case-Szenario angenommen, bei dem alle Kräfte mit dem maximalen Hebelarm in einem Punkt (W) angreifen. Dies entspricht einem Kontakt mit einem Hindernis. Eine Abschätzung der von außen wirkenden Kräfte ergibt sich aus den verschiedenen Testszenarien. Die Längen l_1 , l_2 und l_3 ergeben sich aus der Geometrie des in Kapitel 3.2.1 vorgestellten Rad-Trägers sowie den Maßen des Sensors und der Antriebseinheit. Ein zusätzlicher Versatz des Rades in Fahrtrichtung (l_1) ist in keinem Anwendungsfall gegeben. Sowohl der vertikale ($l_2 = 150$ mm) als auch der axiale ($l_3 = 150$ mm) Versatz des Rades ergeben sich aus den Maßen der Roboter Hand, des Sensors und der Antriebseinheit. Die Widerstandskraft ($f_D \approx 150$ N), die Axiallast ($f_A \approx 150$ N), sowie das Lenkmoment ($\tau_S \approx 10$ Nm) können für die einzelnen Szenarien nur grob geschätzt werden. Auf alle berechneten Größen wird ein Sicherheitsfaktor von 1.5 aufgeschlagen. In

Tabelle 4.1 sind die Eingangsgrößen und die Ergebnisse für die axiale sowie radiale Reaktion am TCP (f_r , f_a , τ_r , τ_a) gezeigt. Ein Unterschreiten eines dieser Mindestwerte ist ein zusätzlicher Ausschlussgrund.

TABELLE 4.1: Eingangsgrößen sowie Ergebnisse des Kräftegleichgewichtes im vereinfachten Starrkörpermodell

Testszenario	Längen	Lasten	TCP-Reaktion
EXOMARS Erdgravitation	$r_w = 125 \text{ mm}$ $b_w = 150 \text{ mm}$	$f_H = 500 \text{ N}$	$f_r = 212 \text{ N}$
		$\tau_d = 65 \text{ Nm}$	$f_a = 695 \text{ N}$
		$\tau_S = 50 \text{ Nm}$	$\tau_r = 152 \text{ Nm}$
			$\tau_a = 80 \text{ Nm}$
LRU Erdgravitation	$r_w = 125 \text{ mm}$ $b_w = 200 \text{ mm}$	$f_H = 100 \text{ N}$	$f_r = 212 \text{ N}$
		$\tau_d = 5 \text{ Nm}$	$f_a = 82 \text{ N}$
		$\tau_S = 10 \text{ Nm}$	$\tau_r = 79 \text{ Nm}$
			$\tau_a = 79 \text{ Nm}$
MSL-CURIOSITY Marsgravitation	$r_w = 250 \text{ mm}$ $b_w = 400 \text{ mm}$	$f_H = 620 \text{ N}$	$f_r = 318 \text{ N}$
		$\tau_d = 160 \text{ Nm}$	$f_a = 860 \text{ N}$
		$\tau_S = 50 \text{ Nm}$	$\tau_r = 389 \text{ Nm}$
			$\tau_a = 199 \text{ Nm}$

Gewicht (m) und Genauigkeit (G) können direkt aus dem Datenblatt des jeweiligen Roboters entnommen werden. Die zulässigen TCP-Lasten können aus der zulässigen Traglast und dem Referenzabstand zum Traglastschwerpunkt (L_Z , L_{XY} , Abbildung 4.2) berechnet werden. Zur einfachen Abschätzung der maximalen Testlänge l_T aus dem Radius des Arbeitsraums R wird die Gleichung 4.3 genutzt. Eine Berechnung eines exakteren Wertes über eine Arbeitsraumanalyse liefert aufgrund der einfachen Geometrie der Anbauten und der daraus folgenden geringen Einschränkungen keinen Mehrwert.

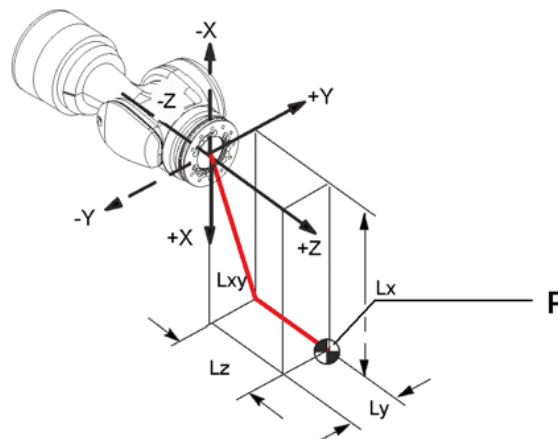


ABBILDUNG 4.2: Lastschwerpunkt KR210 R3100 ultra [Kuk13]

$$l_T = 0.8 \ (2 R \sin 45^\circ) \quad (4.3)$$

In Tabelle 4.2 sind die sich aus Leistungsdaten ergebenden *Score*-Werte für eine Auswahl von Robotern aufgeführt. Es sind keine Roboter gelistet, die durch Ausschlusskriterien eliminiert wurden. Die Gewichtung der Faktoren ergibt sich aus dem Vergleich der Faktoren untereinander. Wiederholgenauigkeit und Gewicht des Roboters haben keinen unmittelbaren Einfluss auf die Eignung des Roboters. Eine erhöhte Lastreserve vergrößert den Abstand des Arbeitspunktes zu den absoluten Grenzen, Störungen können besser abgefangen werden. Die maximale Testlänge ist das einzige direkt das Testvermögen beeinflussende Kriterium. Daher ist der Faktor so gewählt, dass er insgesamt mehr Gewicht hat als alle anderen Faktoren kombiniert. Die Faktoren ergeben sich daher zu: Testlänge $w_l = 5$, TCP-Last $w_{f,\tau} = 2$, Gewicht $w_m = 1$ und Genauigkeit $w_G = 1$. Im Vergleich der erreichten *Score* Werte zeigt sich der Roboter vom Typ KR 210 R3100 ULTRA als geeignetster Kandidat.

TABELLE 4.2: Auswahl und Bewertung möglicher Roboter [Kuk13; Kuk14b; Kuk14a]

Typ	\bar{f}_a	\bar{f}_r	$\bar{\tau}_a$	$\bar{\tau}_r$	l_t	Score
KR 210 R3100 ultra	3090 N	3090 N	834 N m	742 N m	4220 mm	1000
KR 240 R2900 ultra	3532 N	3532 N	954 N m	848 N m	3948 mm	997
KR 270 R2700 ultra	3973 N	3973 N	1073 N m	954 N m	3676 mm	985
KR 240 R2700 prime	3532 N	3532 N	954 N m	848 N m	3676 mm	981
KR 300 R2500 ultra	4415 N	4415 N	1192 N m	1059 N m	3404 mm	972
KR 180 R2900 prime	2649 N	2649 N	715 N m	636 N m	3948 mm	965
KR 240 R2500 prime	3532 N	3532 N	954 N m	848 N m	3404 mm	959
KR 280 R3080	4120 N	4120 N	1442 N m	1236 N m	4193 mm	917
KR 360 R2830	5297 N	5297 N	1854 N m	1589 N m	3853 mm	894

zuässige TCP Lasten: (\bar{f}_a , \bar{f}_r , $\bar{\tau}_a$, $\bar{\tau}_r$), mögliche Testlänge (l_t), *Score* nach Gl. 4.1, 4.2

4.1.2 Eignung

Um die Eignung dieses Roboters abschließend zu zeigen wird eine Arbeitsraumanalyse durchgeführt. Zunächst wird die Erreichbarkeit aller nötigen Posen überprüft. Als weiteres Kriterium ist der Abstand zu Singularitäten über eine mögliche Testtrajektorie gewählt worden. Der Abstand zur nächsten Singularität kann durch die Kondition der Jakobimatrix bezüglich der Spektralnorm abgeschätzt werden [Yos85; Sic+09]. Dieser Wert liefert eine relative Abschätzung der Manipulabilität. Besteht ein großer Unterschied zwischen zwei Punkten, deutet dies auf ein verändertes dynamisches Verhalten des Roboters hin [Sic+09]. In Abbildung 4.3 ist die mögliche Positionierung eines Boden Containers mit einer Grundfläche von 4400 mm \times 700 mm (Schwarzes Rechteck) in einer Höhe von 500 mm gezeigt. Dieser Container erfüllt alle Anforderungen. Es ist deutlich, dass es keine Einschränkung

durch den Arbeitsbereich gibt. Die Betrachtung der Manipulabilität lässt keine Probleme innerhalb des Testgebietes erwarten. Es befinden sich keine Singularitäten ($K = 0$) innerhalb des zu erwartenden Arbeitsbereiches.

$$K = \|J(q) J(q)^T\|_\lambda = \frac{\lambda_{\min}(J(q) J(q)^T)}{\lambda_{\max}(J(q) J(q)^T)} \quad (4.4)$$

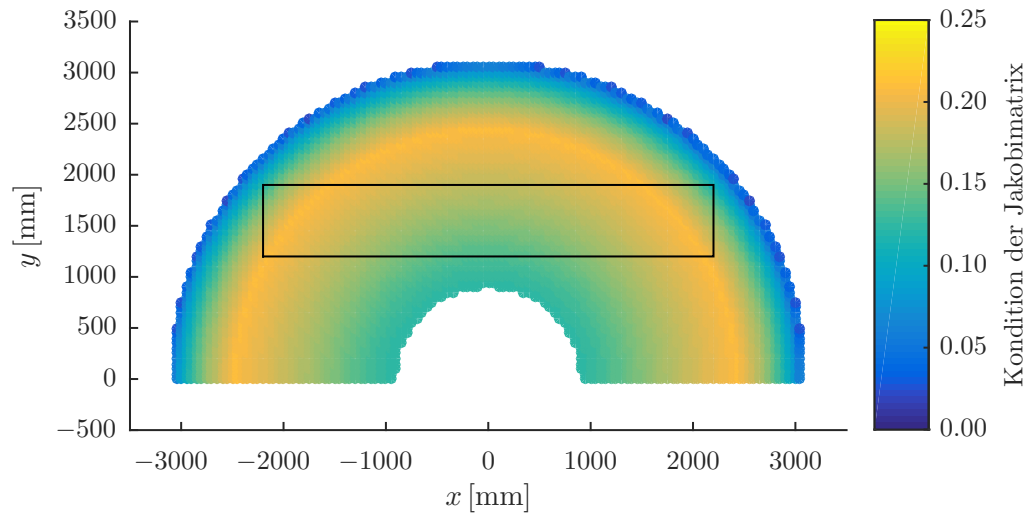


ABBILDUNG 4.3: Arbeitsraumanalyse eines KR210, Erreichbarkeit eine 4.4 m × 0.7 m Box

Die als Steuerung eingesetzte KRC-4 bietet die Möglichkeit entweder durch eine von KUKA gelieferte Kraftregelung (KUKA.FORCE_TORQUE_CONTROL) die meisten geforderten Fähigkeiten direkt zu erfüllen oder durch die Ansteuerung mit dem Steuerungsinterface Robot Sensor Interface (RSI) eine selbst implementierte Regelung zu nutzen. Das RSI bietet eine Ethernet basierte Schnittstelle zur Robotersteuerung, über die in einem Takt von 250 Hz zusätzliche Steuereingaben, wie zum Beispiel Offsetwinkel, von einem externen PC übertragen werden können. Die Machbarkeit einer solchen Regelung wird in Kapitel 7 gezeigt. Da es in der Dokumentation der KUKA.FORCE_TORQUE_CONTROL keine für eine Nachmodellierung ausreichenden Informationen gibt, kann keine belastbare Voraussage über die Eignung und Performanz der KUKA Kraftregelung für diesen Einsatzfall getroffen werden. Als ideale Lösung ist ein direkter Eingriff in die KUKA Steuerung zur Implementierung einer eigenen Kraftregelung ohne Bandbreitenbeschränkung angestrebt. Auch diese Regelung wird in Kapitel 7 untersucht.

4.2 Kraft Momenten Sensor

Die vom Kraft Momenten Sensor gemessenen Kräfte und Momente werden in zwei Bereichen benötigt. Erstens ist die Bestimmung der im Rad-Boden Kontakt entstehenden

Reaktionskräfte ein wichtiges Element in der Verifizierung von Bodenkontaktmodellen. Zweitens wird der KMS zur Implementierung der Kraftregelung benötigt und liefert in diesem Kontext die Eingangsgröße. Sowohl aus der Verifizierung als auch aus der Kraftregelung können Anforderungen an Messbereich, Auflösung und Messfrequenz abgeleitet werden. Der Messbereich muss alle erwarteten Kräfte erfassen. Auflösung und Messfrequenz müssen jeweils Mindestwerte erfüllen.

Zur Auswahl des Sensors wird ähnlich wie beim Roboter (siehe Kapitel 4.1.1) ein *Score* Wert über gewichtetes Zusammenfassen alle Leistungsdaten ermittelt (Gl. 4.5 und 4.6). Da es für das Gewicht keinen bestimmten Referenzwert gibt, wird der Mittelwert aller Kandidaten verwendet \tilde{m} . Zur Bewertung der Messauflösung wird ein Referenzwert von $\tilde{R}_f = 1 \text{ N}$ bzw. $\tilde{R}_\tau = 1 \text{ N m}$ gesetzt. Messbereich und Überlast wird auf die zu erwartenden Lasten bezogen. Da der KMS am TCP montiert wird, können in diesem Fall die zu erwartenden TCP-Lasten als Referenzwert herangezogen werden ($\tilde{\tau}_{a,r}$, $\tilde{f}_{a,r}$).

Alle Sensoren die den erforderlichen Lastbereich abdecken stammen von ATI INDUSTRIAL AUTOMATION und verwenden das gleiche Messverfahren. Daher ist ein Vergleich von Messverfahren und Messfrequenz bei der Auswahl nicht aussagekräftig. Alle Leistungsdaten Messbereich (f_a , f_r , τ_a , τ_r), maximale Überlast (\bar{f}_a , \bar{f}_r , $\bar{\tau}_a$, $\bar{\tau}_r$), Auflösung (Rf_a , Rf_r , $R\tau_a$, $R\tau_r$) sowie Gewicht (m) können unmittelbar dem Datenblatt entnommen werden.

TABELLE 4.3: Auswahl und Bewertung möglicher Sensoren [ATI13]

Typ	f_a / Rf_a	f_r / Rf_r	$\tau_a / R\tau_a$	$\tau_r / R\tau_r$	Score
Omega-160 SI-2500-400	6250N	2500N	400N m	400N m	1000
	$\frac{3}{16}\text{N}$	$\frac{1}{8}\text{N}$	$\frac{1}{80}\text{N m}$	$\frac{1}{80}\text{N m}$	
Theta SI-2500-400	6250N	2500N	400N m	400N m	985
	$\frac{1}{4}\text{N}$	$\frac{1}{8}\text{N}$	$\frac{1}{80}\text{N m}$	$\frac{1}{80}\text{N m}$	
Omega-250 SI-4000-500	8000N	4000N	500N m	500N m	971
	$\frac{11}{32}\text{N}$	$\frac{7}{32}\text{N}$	$\frac{3}{128}\text{N m}$	$\frac{7}{265}\text{N m}$	

Messbereich: (f_a , f_r , τ_a , τ_r), Auflösung: (Rf_a , Rf_r , $R\tau_a$, $R\tau_r$), *Score* nach Gl. 4.5, 4.6

In Tabelle 4.3 sind ein Teil der verfügbaren Sensoren mit ausreichendem Messbereich dargestellt. Für jeden Sensor ist ein *Score* nach Formel 4.6 und 4.5 berechnet. Die Gewichtungen sind zu $w_m = 0$, $w_R = 0$, $w_O = 1$ und $w_{Res} = 10$ gewählt. Da ein niedriges Gewicht und ein Messbereich oberhalb der zu erwartenden Lasten keinen Mehrwert leisten sind die entsprechenden Gewichtungsfaktoren (w_m , w_R) zu null gesetzt. Eine höhere Überlast bietet mehr Ausfallsicherheit (w_O). Der Faktor Messgenauigkeit hat als einziges Qualitätskriterium im Einsatz des robotischen Einzelradprüfstands große Bedeutung und damit einen entsprechend hohen Faktor (w_{Res}). Im Vergleich der ermittelten *Score* Werte

zeigt sich der Sensor des Typs OMEGA-160 SI-2500-400 als geeignetster Kandidat.

$$\text{Score} = 1000 \frac{S}{\max S} \quad (4.5)$$

$$S = \left[w_m \left(\frac{\tilde{m}}{m} \right) + w_R \left(\frac{f_a}{\tilde{f}_a} + \frac{f_r}{\tilde{f}_r} + \frac{\tau_a}{\tilde{\tau}_a} + \frac{\tau_r}{\tilde{\tau}_r} \right) + w_O \left(\frac{\bar{f}_a}{\tilde{\bar{f}}_a} + \frac{\bar{f}_r}{\tilde{\bar{f}}_r} + \frac{\bar{\tau}_a}{\tilde{\bar{\tau}}_a} + \frac{\bar{\tau}_r}{\tilde{\bar{\tau}}_r} \right) + \right. \\ \left. w_{\text{Res}} \left(\frac{\tilde{R}_f}{Rf_a} + \frac{\tilde{R}_f}{Rf_r} + \frac{\tilde{R}_\tau}{R\tau_a} + \frac{\tilde{R}_\tau}{R\tau_r} \right) \right] \quad (4.6)$$

Zur Auswertung der analogen Sensorsignale wird vom Hersteller die NET-F/T Box angeboten. Diese Auswerteinheit stellt eine Messwertausgabe über Ethernet (UDP) mit bis zu 7 kHz zur Verfügung und genügt damit allen Mindestanforderungen [ATI08].

Beim Einsatz eines KMS ist eine geeignete Offsetkorrektur, Kalibrierung und Filterung der Signale notwendig. In [Ott14] wurde von MARTIN OTT eine umfassende Beschreibung möglicher Lösungsansätze dieser Problemstellung aufgezeigt. In [Ott14] werden Algorithmen für einen „intelligenten“ Kraft Momenten Sensor entwickelt. Das vorgestellte Verfahren basiert auf einer modellbasierten Kompensation aller bekannten Störgrößen.

4.3 Antriebseinheit und Rad-Träger

Als Verbindungselement zwischen KMS und Antriebseinheit wird der bereits in Kapitel 3.2.1 konzipierte Rad-Träger benötigt. Da es sich dabei ausschließlich um ein statisches Element mit einfacher Geometrie handelt, bei dem nur die mechanische Festigkeit beachtet werden muss, kann die Machbarkeit als gegeben angesehen werden. Die Konstruktion ist abhängig von der eingesetzten Antriebseinheit. Im Fall der im derzeitigen Prüfstand genutzten LRU-Antriebseinheit ist ein einfacher L-förmiger Adapter mit entsprechenden Verbindungselementen ausreichend (Siehe Abbildung 4.4). Sollen andere Antriebseinheiten genutzt werden, müssen dementsprechende Adapter angefertigt werden. Sollte eine generische Antriebseinheit genutzt werden, müsste diese entsprechend ausgelegt werden. Für alle Testszenarien außer MSL bietet sich dafür zum Beispiel die kombinierte Motor-Getriebe Einheit LYNX DRIVE 32C-160 der Firma HARMONIC DRIVE AG an [Har14].

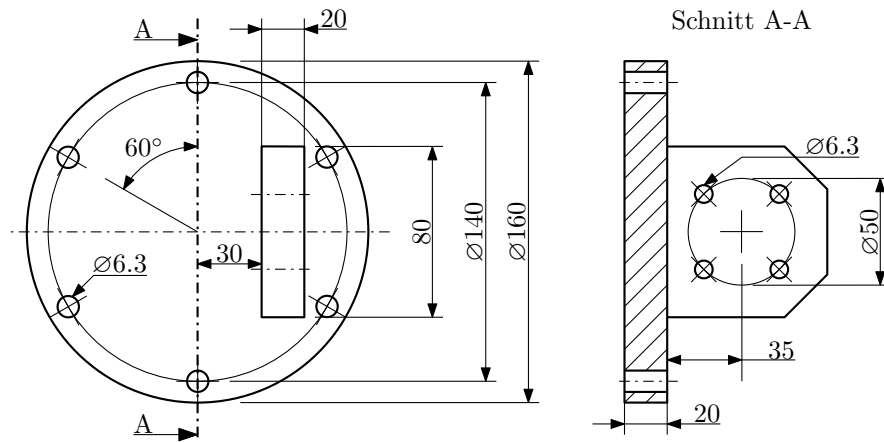


ABBILDUNG 4.4: Konstruktionszeichnung eines Rad-Trägers für eine LRU Antriebseinheit

4.4 Schutz vor Umwelteinflüssen

Die Umwelt des Prüfstandes ist bedingt durch die Verwendung von feinkörnigem Sand und durch die nötige Aufbereitung zeitweise extrem und dauerhaft stark mit Staub belastet. Aus diesem Grund müssen alle eingesetzten Komponenten entweder herstellerseitig eine Schutzart IP6X aufweisen oder zusätzlich geschützt werden. Sensor und Motorantriebseinheit haben bereits eine Schutzart von IP6X.

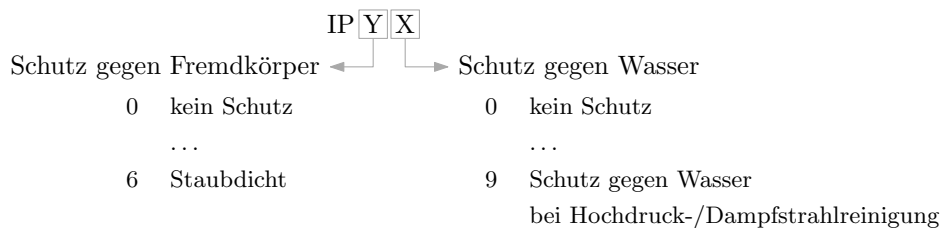


ABBILDUNG 4.5: Erläuterung zu Schutzart nach DIN EN 60529 [DIN14]

Die Hand des Roboters weiß zwar eine entsprechende Schutzart auf, der gesamte Roboter jedoch nicht. Daher muss dieser durch eine zusätzliche Schutzhülle vor Staubeinflüssen geschützt werden. Durch den verbreiteten Einsatz von Industrierobotern, unter anderem zum Schleifen und Sandstrahlen, sind bereits Schutzhüllen für diesen Einsatz erhältlich. Besonders die für Sandstrahlen konzipierten Hüllen eignen sich für den hier beschriebenen Einsatzfall.

Die Robotersteuerung und weitere Steuerungscomputer sollten außerhalb des Arbeitsraums und damit der staubbelasteten Atmosphäre betrieben werden. Es ist nicht möglich, alle Steuerungskomponenten außerhalb zu betreiben. Die Sensorauswertereinheit und die Motorsteuerung müssen nah am Sensor bzw. an der Antriebseinheit betrieben werden.

Für diese Komponenten ist eine entsprechend staubgeschützte Einhausung mit Schutzart IP6X am Arm des Roboters (zwischen A3 und A4) geplant.

4.5 Rahmenbedingungen

Als letzter Schritt, der Hardwareauswahl, muss im Rahmen der Machbarkeitsanalyse gezeigt werden, dass der geplante Prüfstand mit den identifizierten Komponenten am geplanten Einsatzort umsetzbar ist. Für den Aufbau des Prüfstandes wurde ein Laborraum mit einem entkoppeltem Fundament ausgewählt. Dieser eignet sich für den Einsatz eines Industrieroboters, da die Entkopplung der Fundamente die Übertragung von Schwingungen vom Roboter auf das Gebäude unterbindet. Anschlüsse zur Versorgung mit Strom und Druckluft sind mit ausreichender Kapazität vorhanden. Der Transport aller Komponenten wurde bereits bei der Auswahl berücksichtigt.

Die Eindämmung der Staubbelastung kann entweder durch eine Erweiterung der Entstaubungsanlage des Nachbarraums oder durch Installation einer dedizierten Entstaubungsanlage erreicht werden.

5 Entwicklung des Prüfstandmodells

Nach der Auswahl und Analyse der Hardwarekomponenten sollen in einer Simulation der Prozessablauf sowie Aspekte der Kraftregelung untersucht werden. Zu diesem Zweck wird ein Modell des Prüfstands entwickelt.

5.1 Struktur des Prüfstandmodells

Bei der Modellierung des robotischen Einzelradprüfstands wurde ein modulares Konzept gewählt. Alle Einzelkomponenten sind unabhängig von einander modelliert und haben nur die in der Realität vorhandenen Schnittstellen. Um die Machbarkeit des Gesamtaufbaus beurteilen zu können, musste von allen Elementen eine Version modelliert werden, die jeweils alle maßgeblichen Aspekte möglichst realistisch abbildet. Es sind darüber hinaus unterschiedliche Abstraktionsstufen von ausgewählten Elementen des Prüfstands modelliert. Dies ermöglicht es Teilkomponenten im Kontext des Prüfstands ohne Beeinflussung durch andere Komponenten zu untersuchen.

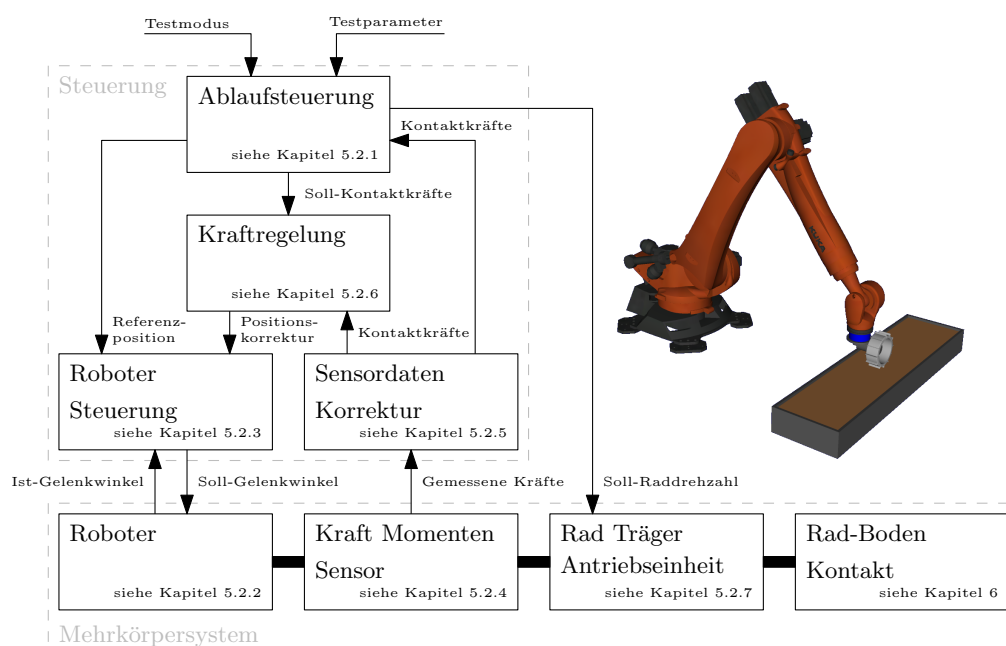


ABBILDUNG 5.1: Struktur des Prüfstand Modells

Die modellierten Teilmodelle können in zwei Gruppen unterteilt werden. Zum einen Steuerungskomponenten und zum anderen Hardwarekomponenten, die in eine Mehrkörpersimulation eingebunden sind. Vom Benutzer werden der Ablaufsteuerung der Testmodus sowie die dazugehörigen Parameter übergeben. Auf Grundlage des Systemzustands und dieser Parameter setzt die *Ablaufsteuerung* (siehe Kapitel 5.2.1) die Soll-Kräfte in der *Kraftregelung* und passt, wenn nötig, die Referenzposition in der *Robotersteuerung* an. Die *Kraftregelung* (siehe Kapitel 5.2.6) generiert aus den korrigierten Sensordaten die notwendige Positionskorrektur. Aus Referenzposition und Positionskorrektur werden in der *Robotersteuerung* (siehe Kapitel 5.2.3) die Soll-Gelenkwinkel berechnet und an den *Roboter* übergeben. Im *Roboter* (siehe Kapitel 5.2.2) werden die Soll-Gelenkwinkel unter Berücksichtigung der Roboterdynamik umgesetzt. Die Elemente *Roboter*, *Kraft Momenten Sensor*, *Rad Träger* und der *Rad-Boden Kontakt* sind in einem Mehrkörpersystem gekoppelt. Der *Kraft Momenten Sensor* (siehe Kapitel 5.2.4) stellt Schnittgrößen für Kraft und Moment entsprechend seiner Position im Mehrkörpersystem bereit. Diese werden im Element *Sensordaten Korrektur* (siehe Kapitel 5.2.5) aufbereitet. Der *Rad Träger* und die *Antriebseinheit* (siehe Kapitel 5.2.7) modellieren den geometrischen Versatz zwischen *Kraft Momenten Sensor* und Radflansch. Im Element *Rad-Boden Kontakt* werden mit dem im Kapitel 6 vorgestellten Kontaktmodell die auf das Rad wirkenden äußeren Kräfte und Momente bestimmt.

5.2 Teilmodelle des Prüfstandmodells

5.2.1 Ablaufsteuerung

Die modellierte Ablaufsteuerung ist in zwei Grundelemente unterteilt. Zur Identifizierung des aktuellen Systemzustands und zur Ermittlung der daraus folgenden notwendigen Aktionen ist ein Zustandsautomat implementiert. Das zweite zur Steuerung notwendige Element ist ein Soll-Größengenerator. Dieser liefert auf Grundlage des aktiven Zustands Soll-Werte für die Kraftregelung, die Referenzposition des Roboters sowie die Soll-Raddrehzahl der Antriebseinheit.

Der Zustandsautomat nutzt die gemessene und korrigierte Kraft in z_0 -Richtung um zu ermitteln, ob Rad-Boden Kontakt besteht. Sobald eine Mindestkontaktkraft überschritten ist, beginnt ein kraft geregelter Absetzvorgang, bei dem die Soll-Kraft von der Mindestkontaktkraft linear in wählbarer Geschwindigkeit auf die Soll-Radlast angehoben wird. Um Jitter Effekte zu unterbinden sind beide Übergänge mit einer Hysterese belegt. Ist die Soll-Radlast erreicht beginnt der eigentliche Testvorgang bei dem, je nach Testmodus, die Kraftregelung in den entsprechenden Richtungen eingeschaltet und vom Soll-Größengenerator mit der jeweiligen Soll-Kraft belegt wird. Alle nicht kraftgeregelten Richtungen werden entsprechend des Testmodus positionsgesteuert durch Anpassen der Referenzpose verfahren. Sobald eine Abbruchbedingung, wie das Verlassen einer zuvor definierten Bounding-Box oder das Überschreiten eines Timeouts, ausgelöst hat, wird

das Rad positionsgesteuert angehoben und in die Ausgangspose zurückgebracht. In Abbildung 5.2 ist dieser Vorgang beispielhaft für die Testmodi *Free Run* (FR) und *Fixed Slip* (FS) dargestellt. Als Abbruchbedingung ist hier das Erreichen einer vordefinierten Position x_{lim} gesetzt. Auftretende Fehlerzustände wie das Überschreiten von Maximalkräften oder Kommunikationsprobleme führen immer unmittelbar zum Abbruch.

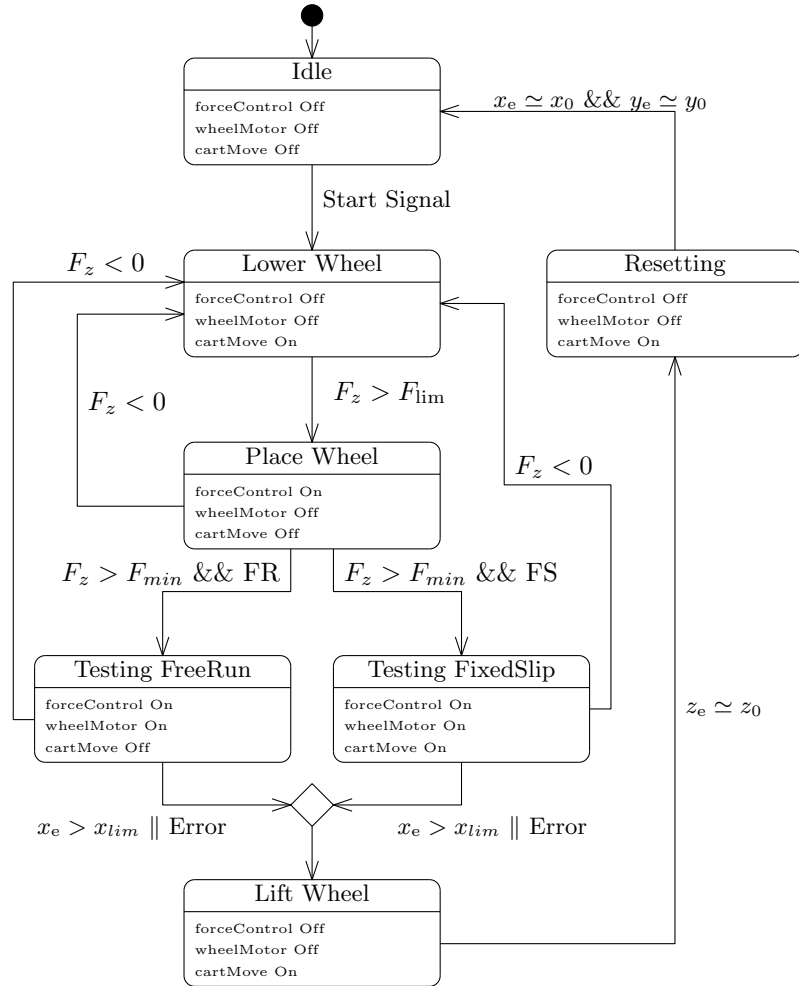


ABBILDUNG 5.2: Zustandsautomat: Ablauf eines Testdurchlaufs im Prüfstandmodell

5.2.2 Roboter

Vom Roboter wurden drei Abstraktionsstufen modelliert. Zunächst eine Version mit idealer Umsetzung der Soll-Gelenkwinkel q_d (Abbildung 5.3, (a)). Zur Modellierung eines realistischen Verhaltens wurden zwei Varianten mit einem KUKA Standard Regler und Antriebsstrang aufgebaut. Regler und Antriebsstrang werden in dieser Arbeit als Blackbox betrachtet. Die erste Variante basiert auf einer reinen Starrkörperdynamik (Abbildung 5.3, (b)), die Zweite auf einer Starrkörperdynamik mit flexiblen Gelenken (Abbildung 5.3,

(c)). Der Roboter stellt dem Mehrkörpersystem eine dem TCP entsprechende Schnittstelle bereit.

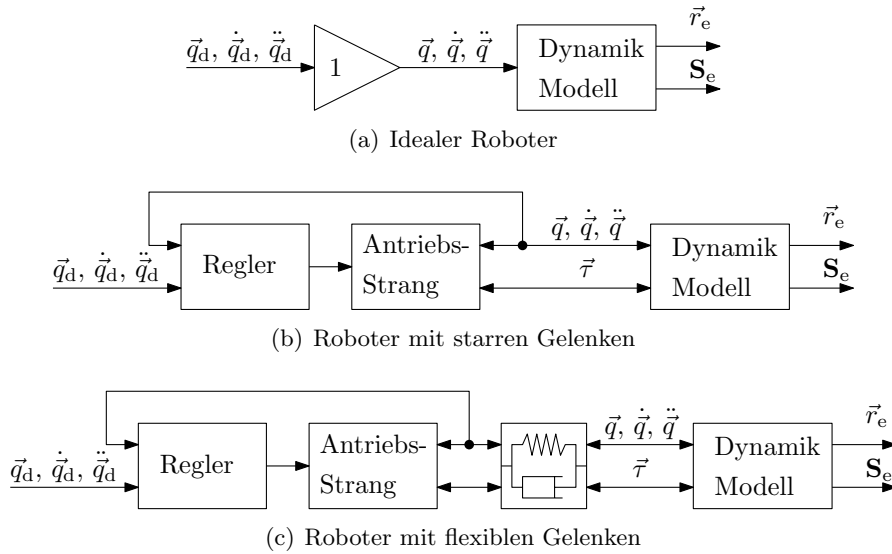


ABBILDUNG 5.3: Modellierungsvarianten des Roboters

5.2.3 Robotersteuerung

Die Robotersteuerung bildet aus der von der Ablaufsteuerung vorgegebenen Referenzpose und dem durch die Kraftregelung vorgegebenen Offsets die Soll-Pose (\vec{r}_d, \mathbf{S}_d). Diese wird in den Gelenkwinkelraum transformiert und die Soll-Gelenkwinkel \vec{q}_d an den Roboter übertragen. Zur Modellierung der Kommunikationsschnittstelle RSI kann ein zusätzlicher Eingangsfilter zugeschaltet werden.

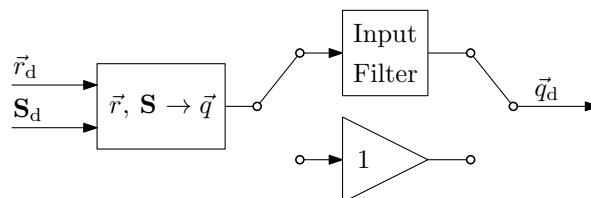


ABBILDUNG 5.4: Modellierung der Robotersteuerung

Zur Transformation der TCP-Position \vec{r}_d und Orientierung \mathbf{S}_d des TCP in den Gelenkwinkelraum kann wahlweise eine analytische Invers Kinematik oder eine auf numerischer Optimierung basierende Methode genutzt werden.

Die analytische Invers Kinematik verwendet geometrische Zusammenhänge um die für eine Pose notwendigen Gelenkwinkel zu ermitteln (Kapitel 1.3.2). Die in [BOH11] vorgestellte auf numerischer Optimierung basierende Methode ermittelt unter Berücksichtigung

von Randbedingungen die optimale lokale Bewegung in Richtung der Soll-Pose (Kapitel 1.3.2). Es handelt sich daher um eine Kombination aus Invers Kinematik und Bahnplanung.

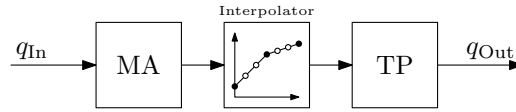


ABBILDUNG 5.5: Modellierung des Eingangsfilters

Der Eingangsfilter (Abbildung 5.5) bildet, das durch den Einsatz der Kommunikationsschnittstelle RSI aufgeprägte Verhalten ab. Bei deaktiviertem Filter entspricht das Verhalten einem modifizierten Interface, das eine Vorgabe von Soll-Gelenkwinkeln mit einer höheren Frequenz als 250 Hz überträgt. Ist dieser Eingangsfilter aktiv, wird ein Verhalten, wie es bei Nutzung der RSI Schnittstelle zu erwarten ist, simuliert. Die Kommunikation wird auf einen, der realen Schnittstelle entsprechenden 4 ms Takt reduziert und anschließend durch einen Moving Average Filter (*MA*) geglättet. Diese Glättung der Eingangssignale bringt, wie in [Teu+07] beschrieben, eine zusätzliche Verzögerung in das System ein. Der Moving Average Filter ist als diskrete Übertragungsfunktion (Gl. 5.1) mit der wählbaren Ordnung n implementiert. Zur Glättung des durch den Filter diskretisierten Signals wird der Zeitschritt durch lineare Interpolation um den Faktor 10 verringert und anschließend durch einen Tiefpass Filter (*TP*) mit einer Grenzfrequenz von 125 Hz geglättet. Diese Operation ist notwendig, da die im Roboter genutzte Regelung mehrfach differenzierbare Eingangsgrößen benötigt.

$$MA(z) = \frac{z + z^{-1} + \dots + z^{-n}}{n z^{-n}} \quad (5.1)$$

5.2.4 Sensor

Zur Modellierung des Sensors werden die entstehenden Schnittkräfte im Mehrkörpersystem (f_{MKS}) als ideale Messsignale verwendet. Diese werden mit einem A/D-Wandler diskretisiert und anschließend mit weißem Rauschen entsprechend der Signal to Noise Ratio (SNR) belegt. Die Kommunikation wird durch eine Totzeit entsprechend der Kommunikationsfrequenz modelliert. Limits, digitale Auflösung und SNR entsprechen den vom Hersteller angegebenen Werten.

Auf eine Modellierung der Flexibilität des Sensors im Mehrkörpersystem wurde aufgrund der im Vergleich zum Boden ($c_{Soil} < 10^4 \text{ N/m}$) (vgl. Tabelle 7.1) hohen Steifigkeit ($c_{Sensor} > 10^7 \text{ N/m}$) verzichtet.

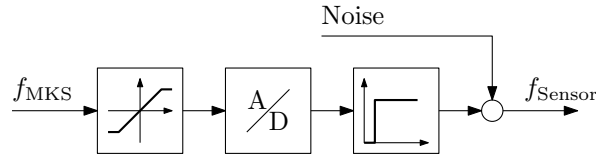


ABBILDUNG 5.6: Modellierung des Kraft Momenten Sensors

5.2.5 Sensordaten Korrektur

Um die vom Sensor bereitgestellten Werte zur Kraftregelung der Kontaktkraft zu verwenden müssen die Signale von nicht Kontaktkräften bereinigt werden. Die durch die zwischen Sensor und Rad vorhandenen Massen (Rad Träger, Antriebseinheit) erzeugten Gewichts- und Beschleunigungskräfte/Momente, sowie das aus der Verschiebung des Sensors zum Kontaktpunkt resultierende Moment, müssen berechnet und vom Sensorsignal subtrahiert werden.

Die statischen Korrekturkräfte und Momente (${}^e\vec{F}_{SC}$, ${}^e\vec{M}_{SC}$) werden aus der aktuellen TCP Orientierung ${}^e\mathbf{S}_0$ und den einzelnen Massen m_i , Schwerpunktpositionen im TCP-System ${}^e\vec{r}_{es}$ und dem Gravitationsvektor ${}^0\vec{g}$ bestimmt.

$${}^e\vec{g} = {}^e\mathbf{S}_0 {}^0\vec{g} \quad (5.2)$$

$${}^e\vec{F}_{SC} = \sum_{i=1}^n m_i {}^e\vec{g} \quad (5.3)$$

$${}^e\vec{M}_{SC} = \sum_{i=1}^n {}^e\vec{r}_{es,i} \times (m_i {}^e\vec{g}) \quad (5.4)$$

Zur Bestimmung der dynamischen Korrekturkräfte ${}^e\vec{F}_{DC}$ werden neben der TCP-Orientierung auch die aktuellen Translations- und Rotationsgeschwindigkeiten (${}^e\vec{v}_e$, ${}^e\vec{\omega}_e$) sowie Beschleunigungen (${}^e\vec{a}_e$, ${}^e\dot{\vec{\omega}}_e$) des TCPs benötigt. Die dynamische Korrekturkraft wird aus der Schwerpunktbeschleunigung entsprechend der Starrkörperkinematik [Lac07] bestimmt.

$${}^e\vec{F}_{DC} = \sum_{i=1}^n \left({}^e\vec{a}_e + {}^e\vec{\omega}_e \times ({}^e\vec{\omega}_e \times {}^e\vec{r}_{es,i}) + {}^e\dot{\vec{\omega}}_e \times {}^e\vec{r}_{es,i} \right) m_i \quad (5.5)$$

Das dynamische Korrekturmoment ${}^e\vec{M}_{DC}$ wird über den Drallsatz [Lac07] aus Winkelgeschwindigkeit, Beschleunigung und den Massenträgheitstensoren ${}^e\mathbf{J}_{s,i}$ berechnet. Da alle Komponenten fest mit dem TCP verbunden sind, gilt für alle Elemente die gleiche Winkelgeschwindigkeit und Beschleunigung.

$${}^e\vec{M}_{DC} = \sum_{i=1}^n {}^e\mathbf{J}_{s,i} {}^e\dot{\vec{\omega}}_e + {}^e\vec{\omega}_e \times ({}^e\mathbf{J}_{s,i} {}^e\vec{\omega}_e) \quad (5.6)$$

Das aus der Verschiebung des Sensors zum Kontaktpunkt resultierende Moment ${}^e\vec{M}_{OC}$

wird aus der korrigierten Kraft und dem Verschiebungsvektor von Messpunkt zum Kontaktpunkt ${}^e\vec{r}_M$ bestimmt.

$${}^e\vec{M}_{OC} = {}^e\vec{r}_M \times ({}^e\vec{F}_M - {}^e\vec{F}_{SC} - {}^e\vec{F}_{DC}) \quad (5.7)$$

Die Kontaktkräfte und Momente (${}^e\vec{F}_c$, ${}^e\vec{M}_c$) werden anschließend aus den gemessenen Kräften und Momenten (${}^e\vec{F}_M$, ${}^e\vec{M}_M$) sowie den zuvor bestimmten Korrekturkräften berechnet.

$${}^e\vec{F}_c = {}^e\vec{F}_M - {}^e\vec{F}_{SC} - {}^e\vec{F}_{DC} \quad (5.8)$$

$${}^e\vec{M}_c = {}^e\vec{M}_M - {}^e\vec{M}_{SC} - {}^e\vec{M}_{DC} - {}^e\vec{M}_{OC} \quad (5.9)$$

Zur Bestimmung der TCP-Geschwindigkeit und Beschleunigung ist ein bzw. zweifaches differenzieren notwendig. Im realen Einsatz führt dies zu einem ausgeprägtem Rauschverhalten. Ohnehin ist aufgrund des vom Sensor eingebrachten Rauschens eine entsprechende Filterung notwendig. Im modellierten Aufbau kommt ein Tiefpassfilters mit einer Grenzfrequenz von 50 Hz zum Einsatz. Diese Vergleichsweise niedrige Eckfrequenz wurde zur Betrachtung eines Worst-Case Szenarios gewählt.

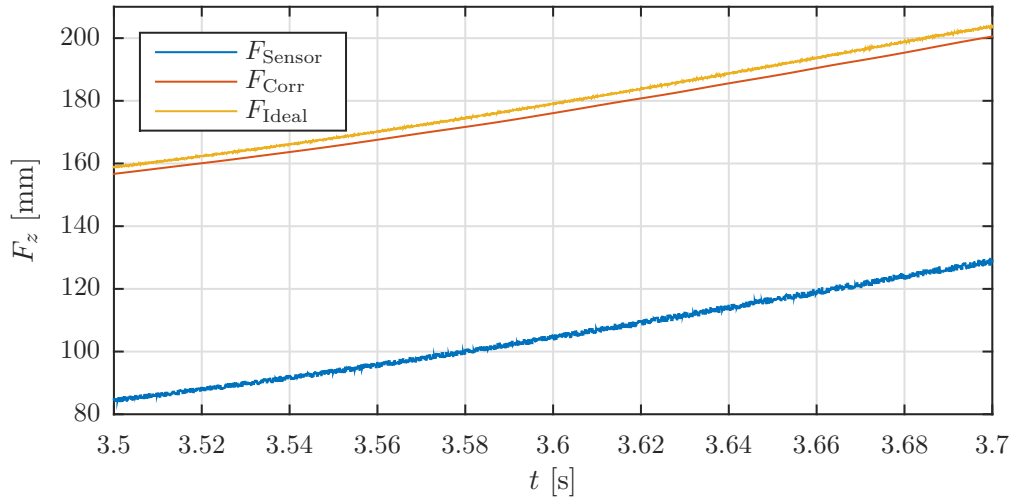


ABBILDUNG 5.7: Vergleich zwischen gemessener (F_{Sensor}), korrigierter (F_{Corr}) und idealer (F_{Ideal}) Kraft

Weitere Effekte, wie Sensordrift durch zum Beispiel Temperatur oder anhaltende Belastung, wurden in Rahmen dieser Arbeit nicht berücksichtigt. Diese wurden jedoch bereits von MARTIN OTT in [Ott14] betrachtet und Algorithmen für einen „intelligenten“ Kraft Momenten Sensor entwickelt. Das vorgestellte Verfahren basiert auf einer modellbasierten Kompensation aller bekannten Störgrößen.

5.2.6 Kraftregelung

Der modellierte Kraftregler ist ein hybrider Admittanz Regler (Abbildung 5.8). Die Struktur des inneren Reglers (K) wird in Kapitel 7 entworfen und auf Stabilität geprüft.

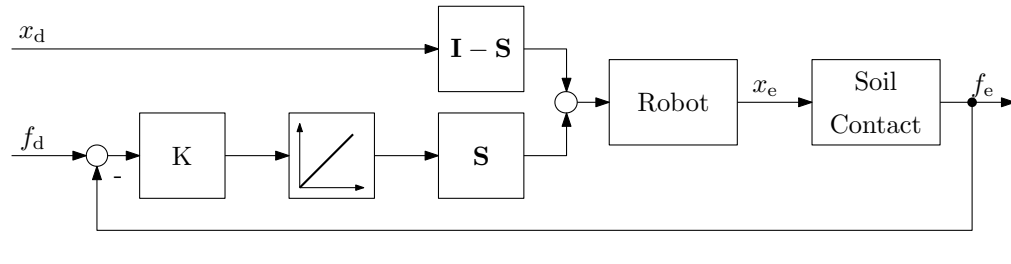


ABBILDUNG 5.8: Struktur der hybriden Admittanzregelung

Der Soll-Wert f_d wird von der Ablaufsteuerung vorgegeben. Alle Regelungsoperationen werden im TCP Koordinatensystem durchgeführt. Jede kartesische Achse wird unabhängig geregelt und kann bei Bedarf deaktiviert werden. Die z_e -Achse des TCPs entspricht der Aufstandskraft. Die integrierte Referenzgeschwindigkeit wird als Offset-Position bzw. Orientierung an das die Robotersteuerung übertragen. Alle Regelungsoperation werden im TCP-System durchgeführt. Um ein positionsgesteuertes Verfahren des Roboters zu ermöglichen kann ein Offset x_d eingesteuert werden. Um zwischen diesen Funktionen umzuschalten wird die Steuermatrix \mathbf{S} verwendet. Die Diagonalelemente der Matrix bestimmen jeweils, ob eine Achse kraftgeregelt oder positionsgesteuert ist. Für den Fall, dass nur die x und z Achsen kraftgeregelt werden, ergibt sich \mathbf{S} zu:

$$\mathbf{S}_{x,z} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (5.10)$$

5.2.7 Rad-Träger und Antriebseinheit

Der Rad-Träger ist ein Starrkörper Element im MKS des gesamten Prüfstands. Es bildet die Verschiebung zwischen KMS und Antriebseinheit ab. Aufgrund der geringen Dynamik des Prüfstands wird keine Massenträgheit berücksichtigt und alle Massen in Punktmassen zusammengefasst.

Die Antriebseinheit ist als idealer Motor mit Geschwindigkeitsvorgabe modelliert. Aufgrund der geringen Einflüsse der inneren Vorgänge in der Antriebseinheit auf den Gesamtprüfstand kann auf eine detailliertere Modellierung verzichtet werden.

6 Modellierung des Rad-Boden Kontakts

Der Einsatz von SCM in der Modellierung des robotischen Einzelradprüfstands wäre aufgrund der guten Abbildung der Bodeneffekte und der im Vergleich zu partikel- oder volumenbasierten Verfahren, geringen Rechenzeit sinnvoll. Durch den in SCM eingesetzten Algorithmus zur Bestimmung von Bodenverformungen kommt es jedoch in der Kombination mit der durch den Roboter geschlossenen, kinematischen Kette zu Oszillationen in der Kontaktkraft. Die Amplitude der Oszillationen liegt zeitweise in der Größenordnung der Kontaktkraft und beeinflusst daher das Verhalten des in Kapitel 7 beschriebenen Roboter-Rad-Boden Systems zu stark.

Mangelnder Durchgriff auf den von Dymola verwendeten Integrator hat zur Folge, dass beim Einsatz von SCM ausschließlich die *Euler*-Integration genutzt werden kann. Diese explizite Integrationsmethode ist jedoch für die Simulation steifer Systeme wie der Kombination von Roboter und Bodenkontakt nicht geeignet [AB06]. Um beim Einsatz von SCM bei der Prüfstands Simulation numerische Stabilität zu sichern, wird eine sehr hohe zeitliche Auflösung benötigt ($f > 10 \text{ kHz}$).

Als Alternative zu SCM wurde im Rahmen dieser Arbeit ein, auf BEKKER zurückgehendes, durchdringungsbasiertes Modell für einen Rad-Boden Kontakt entwickelt und in Modelica implementiert. Ziel dieses Modells ist es alle für den Einsatz im Prüfstandmodell wichtigen Aspekte abzubilden. Auf eine Abbildung der Bodenverformung wird aufgrund des nur indirekten Einflusses auf das Gesamtsystems und des sehr hohen Entwicklungsaufwands verzichtet. Eine Verformung des Bodens hat erst bei erneutem Überfahren eines Bodenabschnitts direkten Einfluss auf das System.

6.1 Bekker Based Contact Model

Das im Folgenden Bekker Based Contact Model (BCM) genannte Kontaktmodell berechnet aus Position und Geschwindigkeit eines Rades die, an diesem angreifenden, äußeren Kräfte. Position und Geschwindigkeit des Rades werden durch ein angeschlossenes MKS vorgegeben.

Der Boden wird bei der Kontaktberechnung als lokale Ebene vereinfacht. Die Position und Orientierung dieser Ebene wird mit Hilfe der DLR VISUALIZATION LIBRARY bestimmt (Siehe Kapitel 6.1.5).

Zusätzlich zur Bodengeometrie wird ein Parametersatz bestehend aus den physikalischen Parametern (Dichte ρ , Schüttwinkel ϕ und Kohäsion c), den BEKKER Parametern (k_c , k_ϕ und n) sowie vier freien Parametern (η , V_{CA} , V_J und D) benötigt. Das Rad wird im BCM parametrisch durch Radius r_w , Breite b_w sowie die Grouserkonfiguration (Höhe h_G , Breite b_G und Anzahl n_G) beschrieben.

TABELLE 6.1: Erläuterung der freien Parameter in BCM

Parameter	Beschreibung
η	Verhältnis von vorderem Kontaktwinkel θ_1 zu minimalen hinteren Kontaktwinkel $\theta_0 = -\eta \theta_1$
V_{CA}	Referenzgeschwindigkeit bei der Annäherung des hinteren Kontaktwinkels von $\theta_0 = -\theta_1$ an $\theta_0 = -\eta \theta_1$
V_J	Referenzgeschwindigkeit zur Bestimmung der entstehenden Schubspannung aus der Schlupfgeschwindigkeit und der maximalen Schubspannung
D	Dämpfungskonstante

Aus diesen Parametern, der Kontaktebene und der Position des Rades wird durch numerische Integration der lokalen Normal- und Schubspannungen über die Kontaktfläche (siehe Kapitel 6.1.2) und durch Aufsummierung aller durch Grouser entstehenden Kräfte (siehe Kapitel 6.1.3) die Reaktionskräfte und Momente bestimmt. Da Rover Räder in der Regel als reine Hohlzylinder aufgebaut sind, werden Kräfte an den Radflanken nicht berücksichtigt. Es wird ein geschwindigkeitsabhängiger Zusammenhang zwischen Normal- und Schubspannung, bzw. Normal- und Reibkräften angenommen. Da bei dem angenommenen Zusammenhang ohne Geschwindigkeit keine Reibkräfte entstehen wird keine Haftreibung abgebildet. Diese Vereinfachung ermöglicht eine Berechnung eines Einzelschrittes ohne Informationen über den vorhergegangenen Schritt.

Zur Bestimmung der Gesamtreaktion im $[\]_w$ -Radsystem werden alle zuvor bestimmten Kräfte und Momente, aus Flächenkontakten (${}^f\vec{F}_{SC}$, ${}^f\vec{M}_{SC}$; siehe Kapitel 6.1.2), aus Grouser Reaktionen (${}^f\vec{F}_G$, ${}^f\vec{M}_G$; siehe Kapitel 6.1.3) sowie der Dämpfung (${}^f\vec{F}_D$, ${}^f\vec{M}_D$; siehe Kapitel 6.1.4) aufsummiert. Die Reaktionskraft wird zusätzlich durch den in Kapitel 6.1.4 erläuterten Begrenzungsfaktor \mathbf{K}_{Lim} begrenzt. Die Gesamtreaktion ergibt sich damit zu:

$${}^w\vec{F}_f = {}^w\mathbf{S}_f \left(\mathbf{K}_{Lim} \left({}^f\vec{F}_{SC} + {}^f\vec{F}_G + {}^f\vec{F}_D \right) \right) \quad (6.1)$$

$${}^w\vec{M}_f = {}^w\mathbf{S}_f \left({}^f\vec{M}_{SC} + {}^f\vec{M}_G + {}^f\vec{M}_D \right) \quad (6.2)$$

6.1.1 Koordinatensysteme

Zur mathematischen Beschreibung des BCM werden insgesamt fünf Koordinatensysteme benötigt (siehe Abbildung 6.1): $[\]_p$ zur Beschreibung der lokalen Boden-Kontakt Ebene, $[\]_w$ zur Beschreibung des Position und Orientierung des Rades im Welt-System, $[\]_f$ als zum

Boden parallel geführtes Hilfssystem zur Beschreibung der Radposition, $[\]_c$ zur Betrachtung eines lokalen Kontaktpunktes sowie $[\]_G$ zur Betrachtung eines Grouser. Die lokale Boden-Kontakt Ebene wird von den Einheitsvektoren ${}^p\vec{e}_x$ und ${}^p\vec{e}_y$ des Boden-Ebenen-Systems aufgespannt.

Aus der in Kapitel 6.1.5 erläuterten Kontakterkennung ist das $[\]_p$ -System der lokalen Boden-Kontakt-Ebene und aus dem MKS ist das $[\]_w$ -System am Rad bekannt. Zur einfacheren Handhabung wird das zum Boden parallel geführte $[\]_f$ -System eingeführt. Die y_f -Achse dieses Systems entspricht der y_w -Achse des $[\]_w$ -Systems. Die neue x_f -Achse steht senkrecht auf der neuen y_f -Achse und der z_p -Achse des Systems der Boden-Ebene. Die neue z_f -Achse ergibt sich dementsprechend aus dem Kreuzprodukt. Aus dem Winkel zwischen der x_w -Achse und der x_f -Achse ergibt sich der Rotationswinkel α des Rades, der Winkel β zwischen der z_f und der z_p Achse beschreibt die Verkippung des Rades in der Ebene. Zur Betrachtung eines lokalen durch die Laufvariablen θ und ξ definierten Kontaktpunktes auf der Radfläche wird das $[\]_c$ -System eingeführt. Der Winkel θ beschreibt den Winkel zwischen z_f -Achse und z_p -Achse, ξ die axiale Verschiebung in y_f -Richtung. Zur Transformation vom $[\]_f$ -System in das $[\]_c$ -System wird das Koordinatensystem um θ in mathematisch negativer Richtung um die y_c -Achse gedreht (Gl. 6.3) und anschließend um $(0, \xi, -r_w)^T$ verschoben (Gl. 6.4). Die y_c -Achse bleibt daher parallel zur y_f -Achse.

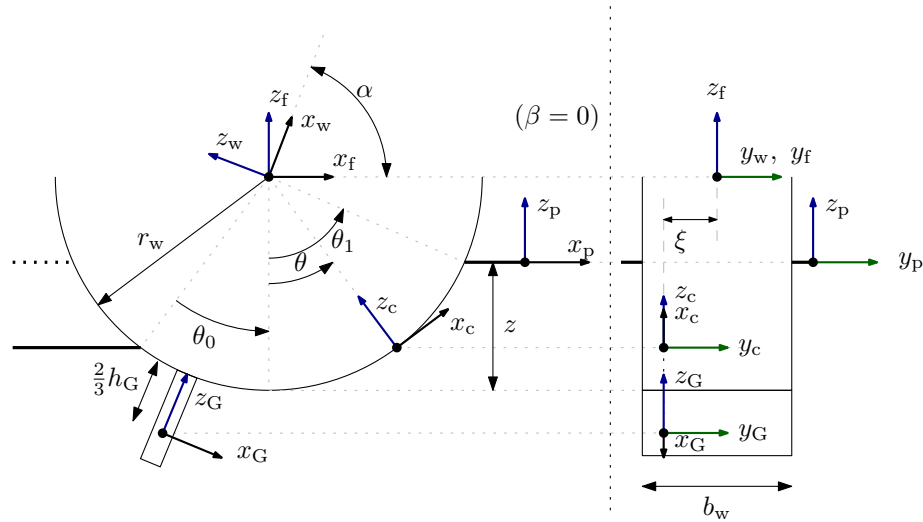


ABBILDUNG 6.1: Koordinatensystem im Bekker Based Contact Model im Fall $\beta = 0$

$${}^f\mathbf{S}_c(\theta) = \begin{pmatrix} \cos \theta & 0 & -\sin \theta \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin \theta & 0 & \cos \theta \end{pmatrix} \quad (6.3)$$

$${}^f\vec{r}_{fc}(\theta, \xi) = {}^f\mathbf{S}_c(\theta) \begin{pmatrix} 0 \\ \xi \\ -r_w \end{pmatrix} \quad (6.4)$$

Für die Berechnung der am i -ten Grouser entstehenden Kräfte wird das $[\]_G$ -System eingeführt mit der Transformation entsprechend der Gl. 6.6, 6.7. Es wird dabei angenommen, dass die Grouser gleichmäßig um das Rad verteilt sind und die Position des i -ten Grouser durch den Winkel θ_G in Abhängigkeit von i und der aktuellen Radrotation α beschrieben werden kann.

$$\theta_G(i) = 2\pi \frac{i}{n_G} \quad (6.5)$$

$${}^f\mathbf{S}_G(i) = \begin{pmatrix} \cos(\alpha + \theta_G) & 0 & -\sin(\alpha + \theta_G) \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin(\alpha + \theta_G) & 0 & \cos(\alpha + \theta_G) \end{pmatrix} \quad (6.6)$$

$${}^f\vec{r}_{fG}(i, \xi) = {}^f\mathbf{S}_G(i) \begin{pmatrix} 0 \\ \xi \\ -r_w - \frac{2}{3}h_G \end{pmatrix} \quad (6.7)$$

6.1.2 Flächenkontakt

Zur Berechnung der durch den Flächenkontakt des Rades entstehenden Reaktionskräfte und Momente werden die lokalen Kontaktspannungen über die Kontaktfläche (Gl. 6.8) integriert. Die Kontaktfläche wird durch die Laufvariablen θ und ξ aufgespannt.

$$\{(\theta, \xi) \mid \theta \in [\theta_0, \theta_1], \xi \in [-r_w/2, r_w/2]\} \quad (6.8)$$

Bei einem um β verkippten Rad ist die Einsinkung $z(\xi)$ (Gl. 6.9) abhängig von der axialen Verschiebung ξ (Siehe Abbildung 6.2). Die Einsinkung entspricht dem negativen Wert der z -Komponente des Ursprungs des $[\]_c$ -Systems für $\theta = 0$.

$$z(\xi) = -({}^P\vec{r}_{fc}(\theta = 0, \xi))_z \quad (6.9)$$

Aus der Einsinkung $z(\xi)$ wird der Wert des vorderen Kontaktwinkels θ_1 bestimmt (Gl. 6.10). Ist die Einsinkung größer als der Radradius wird der Wert von θ_1 auf $\frac{\pi}{2}$ festgesetzt. Das Vorzeichen wird so gewählt, dass θ_1 in Richtung der Translationsgeschwindigkeit des Rades zeigt.

$$\theta_1 = \text{sgn}\left({}^f\vec{v}_f\right)_x \begin{cases} \arccos\left(1 - \frac{z(\xi)}{r_w}\right), & \forall z(\xi) < r_w \\ \frac{\pi}{2}, & \forall z(\xi) \geq r_w \end{cases} \quad \text{mit } \text{sgn}(0) = 1 \quad (6.10)$$

Um im Stand eine symmetrische Lastverteilung und in der Bewegung eine asymmetrische

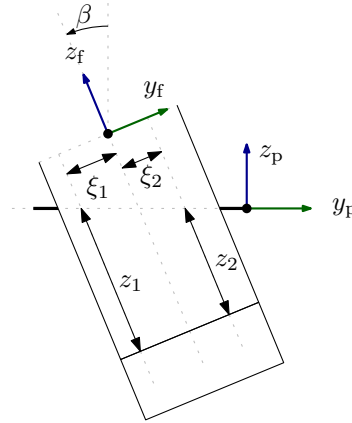


ABBILDUNG 6.2: Einsenkung im Fall $\beta \neq 0$

Lastverteilung zu ermöglichen, ist der hintere Kontaktwinkel θ_0 geschwindigkeitsabhängig. Bei Stillstand ist $\theta_0 = -\theta_1$, bei einer Bewegung in x -Richtung nähert sich θ_0 exponentiell einem Wert von $-\eta\theta_1$ an. Die Annäherungsrate mit der dieser Vorgang abläuft kann durch die Konstante V_{CA} angepasst werden. Durch die Verschiebung des Kontaktbereichs in Richtung der Fahrtrichtung entsteht eine aus der Verschiebung des Normalspannungsmaximums resultierende der Fahrtrichtung entgegengesetzte Widerstandskraft.

$$\theta_0 = -\theta_1 \left(\eta + (1 - \eta) e^{-\frac{|(\vec{v}_f)_x|}{V_{CA}}} \right) \quad (6.11)$$

In diesem Modell wird in einer zur Radachse senkrechten Ebene eine quadratische Druckverteilung auf der Radoberfläche angenommen. Die Normalspannung im Kontaktsystem ${}^c\sigma_n$ ergibt sich daher im Bereich $[\theta_0, \theta_1]$ und in Abhängigkeit der Koeffizienten c_1 , c_2 und c_3 zu:

$${}^c\sigma_n(\theta) = \begin{cases} c_1 \theta^2 + \theta c_2 + c_3 & \forall \theta \in [\theta_0, \theta_1] \\ 0 & \forall \theta \notin [\theta_0, \theta_1] \end{cases} \quad (6.12)$$

Die Koeffizienten c_1 , c_2 und c_3 lassen sich unter Annahme der maximalen Spannung bei $\theta_M = \frac{1}{2}(\theta_1 + \theta_0)$ durch Lösen des Gleichungssystems 6.13 berechnen. Im Punkt θ_M wird die vertikale Komponente der Normalspannung mit der von BEKKER aufgestellten Formel 1.1 zur Druck-Einsenkung berechnet.

$$\begin{pmatrix} \theta_1^2 & \theta_1 & 1 \\ \theta_0^2 & \theta_0 & 1 \\ \theta_M^2 & \theta_M & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} c_1 \\ c_2 \\ c_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \left(\frac{k_c}{b_w} + k_\phi \right) \frac{(r_w \cos \theta_m - r_w \cos \theta_1)^n}{\cos \theta_m} \end{pmatrix} \quad (6.13)$$

Für die Schubspannung wird ein zur lokalen Schlupfgeschwindigkeit v_{slip} exponentieller Zusammenhang (Gl. 6.14) mit dem an Janosi (Gl. 1.3) angelehnten neu eingeführten Pa-

parameter V_J angenommen. Die entstehende Schubspannung zeigt entgegen der Schlupfgeschwindigkeit.

$$\tau = -\text{sgn}(v_{\text{slip}}) \tau_{\text{max}} \left(1 - e^{\frac{|v_{\text{slip}}|}{V_J}} \right) \quad (6.14)$$

Die zur Berechnung der Schubspannung benötigte lokale Schlupfgeschwindigkeit in tangentialer (v_t), in axialer (v_a) sowie normaler (v_n) Richtung entspricht der Geschwindigkeit des Ursprungs des Kontaktsystems $[\cdot]_c$ und kann mit ${}^f\mathbf{S}_c$ und ${}^f\vec{r}_{fc}$ im berechnet werden.

$${}^c\vec{v}_c = {}^c\mathbf{S}_f \left({}^f\vec{v}_f + {}^f\vec{\omega}_f \times {}^f\vec{r}_{fc} \right) = \begin{pmatrix} v_t \\ v_a \\ v_n \end{pmatrix} \quad (6.15)$$

Mit dem zuvor aufgestellten Zusammenhang (Gl. 6.14) zwischen maximaler Schubspannung nach MOHR-COULOMB und Schlupfgeschwindigkeit kann die lokale Schubspannung in tangentialer- (x_c) und in axialer- (y_c) Richtung im Kontaktsystem bestimmt werden.

$${}^c\tau_t(\theta, \xi) = -\text{sgn}(v_t(\theta, \xi)) [c + \tan \phi {}^c\sigma(\theta, \xi)] \left[1 - e^{\frac{|v_t(\theta, \xi)|}{V_J}} \right] \quad (6.16)$$

$${}^c\tau_a(\theta, \xi) = -\text{sgn}(v_a(\theta, \xi)) [c + \tan \phi {}^c\sigma(\theta, \xi)] \left[1 - e^{\frac{|v_a(\theta, \xi)|}{V_J}} \right] \quad (6.17)$$

Die in einem infinitesimalen Kontaktelement entstehende Flächenlast ${}^c\vec{q}_{SC}(\theta, \xi)$ im Kontaktsystem ergibt sich aus den Normal- und Schubspannungen (${}^c\sigma(\theta, \xi)$, ${}^c\tau_t(\theta, \xi)$, ${}^c\tau_a(\theta, \xi)$).

$${}^c\vec{q}_{SC}(\theta, \xi) = \begin{pmatrix} {}^c\tau_t(\theta, \xi) \\ {}^c\tau_a(\theta, \xi) \\ {}^c\sigma(\theta, \xi) \end{pmatrix} \quad (6.18)$$

Durch Integration dieser Flächenlast ${}^c\vec{q}_{SC}(\theta, \xi)$ im Kontaktsystem über die gesamte Kontaktfläche wird die Reaktionskraft ermittelt.

$${}^f\vec{F}_{SC} = r_w \int_{-\frac{b_w}{2}}^{\frac{b_w}{2}} \int_{\theta_0}^{\theta_1} {}^f\mathbf{S}_c \begin{pmatrix} {}^c\tau_t(\theta, \xi) \\ {}^c\tau_a(\theta, \xi) \\ {}^c\sigma(\theta, \xi) \end{pmatrix} d\theta d\xi \quad (6.19)$$

Das Reaktionsmoment wird durch Integration über das Kreuzprodukt der Flächenlast ${}^c\vec{q}_{SC}(\theta, \xi)$ und dem Abstand zum Rad-Frame ${}^f\vec{r}_{fc}$ berechnet.

$${}^f\vec{M}_{SC} = r_w \int_{-\frac{b_w}{2}}^{\frac{b_w}{2}} \int_{\theta_0}^{\theta_1} {}^f\vec{r}_{fc}(\theta, \xi) \times \left[{}^f\mathbf{S}_c \begin{pmatrix} {}^c\tau_t(\theta, \xi) \\ {}^c\tau_a(\theta, \xi) \\ {}^c\sigma(\theta, \xi) \end{pmatrix} \right] d\theta d\xi \quad (6.20)$$

6.1.3 Reaktionskräfte an Grouser

Reaktionskräfte und Momente durch die Grouser werden zum einen durch den passiven Bodendruck (vgl. Gl. 1.4) an den Grouserflanken und zum anderen durch die Kompression des Bodens an den Grouserspitzen modelliert. Die zu diesen beiden Reaktionskräften orthogonalen Kräfte sind wie beim zuvor erläuterten Flächenkontakt abhängig von der Schlupfgeschwindigkeit. Vereinfacht wird dabei für ausreichend kleine Grouser im Vergleich zum Raddurchmesser immer die Geschwindigkeit ${}^G\vec{v}_G$ im Grouserkoordinatensystemursprung angenommen.

$${}^G\vec{v}_G = {}^G\mathbf{S}_f \begin{pmatrix} {}^f\vec{v}_f + {}^f\vec{\omega}_f \times {}^f\vec{r}_{fG} \\ v_{Gt} \\ v_{Ga} \\ v_{Gn} \end{pmatrix} \quad (6.21)$$

Zur Berechnung, der durch einen Grouser entstehenden Kraft, wird bei einem nur teilweise eingetauchten Grouser die Höhe h_G auf \tilde{h}_G reduziert. Gleichung 6.22 berechnet \tilde{h}_G aus den Positionen der Grouserspitze ${}^P\vec{r}_{pGT}$ und der Grouserbasis ${}^P\vec{r}_{pGB}$ im $[\]_P$ -System.

$$\tilde{h}_G = \begin{cases} h_G & \forall ({}^P\vec{r}_{pGT})_z \leq 0 \ \& \ ({}^P\vec{r}_{pGB})_z \leq 0 \\ h_G \frac{({}^P\vec{r}_{pGT})_z}{({}^P\vec{r}_{pGT})_z - ({}^P\vec{r}_{pGB})_z} & \forall ({}^P\vec{r}_{pGT})_z \leq 0 \ \& \ ({}^P\vec{r}_{pGB})_z > 0 \\ 0 & \forall ({}^P\vec{r}_{pGT})_z > 0 \ \& \ ({}^P\vec{r}_{pGB})_z > 0 \end{cases} \quad (6.22)$$

Mit den kinematischen Größen und der reduzierten Grouserhöhe kann die durch den Bodendruck (vgl. Gl. 1.6) entstehende Kraft ${}^f\vec{F}_{iG_{Side}}$ auf einen Grouser berechnet werden. Als Oberflächenaufast $\sigma(\theta_G, \xi)$ wird die Normalspannung entsprechend des Grouserwinkels herangezogen (Gl. 6.12). Die auf einem Grouserabschnitt durch Kompression passiven Bodendruck entstehende Streckenlast $f_p(\theta_G, \xi)$ wirkt in Richtung der x_G -Achse und hat einen auf V_J bezogenen exponentiellen geschwindigkeitsabhängigen Zusammenhang.

$$f_p(\theta_G, \xi) = \text{sgn}(v_{Gt}) \left(1 - e^{-\frac{|v_{Gt}|}{V_J}} \right) \left(\frac{\gamma_s N_\phi \tilde{h}_G^2}{2} + \sigma(\theta_G, \xi) N_\phi \tilde{h}_G + 2c \tilde{h}_G \sqrt{N_\phi} \right) \quad (6.23)$$

Die maximal zu dieser Last orthogonal wirkenden Reibungslasten ($\tan \phi f_p(\theta_G, \xi)$) werden ebenfalls durch den exponentiellen auf V_J bezogenen Geschwindigkeitszusammenhang mit den entsprechenden Schlupfgeschwindigkeiten berechnet (v_{Ga}, v_{Gn}). Durch Integration über die Radbreite ergibt sich die auf den betrachteten Grouser wirkende Kraft.

$${}^f\vec{F}_{iG_{Side}} = {}^f\mathbf{S}_G \int_{-\frac{b_W}{2}}^{\frac{b_W}{2}} f_p(\theta_G, \xi) \begin{pmatrix} -1 \\ \tan \phi \text{sgn}(v_{Ga}) \left(1 - e^{-\frac{|v_{Ga}|}{V_J}} \right) \\ \tan \phi \text{sgn}(v_{Gn}) \left(1 - e^{-\frac{|v_{Gn}|}{V_J}} \right) \end{pmatrix} d\xi \quad (6.24)$$

Analog zu Gleichungen 6.19 und 6.20 wird das resultierende Moment ${}^f\vec{M}_{iG_{Side}}$ über das Kreuzprodukt berechnet.

$${}^f\vec{M}_{iG_{Side}} = {}^f\mathbf{S}_G \int_{-\frac{b_w}{2}}^{\frac{b_w}{2}} {}^G\vec{r}_{fG} \times \left[f_P(\theta_G, \xi) \begin{pmatrix} -1 \\ \tan \phi \operatorname{sgn}(v_{Ga}) \left(1 - e^{-\frac{|v_{Ga}|}{V_J}} \right) \\ \tan \phi \operatorname{sgn}(v_{Gn}) \left(1 - e^{-\frac{|v_{Gn}|}{V_J}} \right) \end{pmatrix} \right] d\xi \quad (6.25)$$

Zusätzlich zu den Kräften an Grouserflanken, wird eine durch den Kontakt an den Grouser Stirnflächen entstehende Aufstandskraft berücksichtigt. Diese wird wie beim Flächenkontakt über den von BEKKER aufgestellten Druck-Einsinkungs Zusammenhang abgeschätzt (Gl. 1.1). Die Komponente der Aufstandsstreckenlast in z_G -Richtung ergibt sich aus der Grouserbreite b_G , dem Winkel des betrachteten Grouser θ_G , den BEKKER Parametern und der Position der Grouser Spitze ${}^P\vec{r}_{pGT}(\theta_G, \xi)$ zu:

$$f_{Tip}(\theta_G, \xi) = b_G \cos \theta_G \left(\frac{k_c}{b_w} + k_\phi \right) ({}^P\vec{r}_{pGT})_z^n \quad (6.26)$$

Die entstehenden orthogonalen Reibungskräfte werden wie zuvor über den geschwindigkeitsabhängigen Zusammenhang bestimmt. Durch Integration über die Radbreite ergibt sich die Reaktionskraft an der Spitze des betrachteten Grouser zu:

$${}^f\vec{F}_{iG_{Tip}} = {}^f\mathbf{S}_G \int_{-\frac{b_w}{2}}^{\frac{b_w}{2}} f_{Tip}(\theta_G, \xi) \begin{pmatrix} -\tan \phi \operatorname{sgn}(v_{Gt}) \left(1 - e^{-\frac{|v_{Gt}|}{V_J}} \right) \\ -\tan \phi \operatorname{sgn}(v_{Gt}) \left(1 - e^{-\frac{|v_{Ga}|}{V_J}} \right) \\ 1 \end{pmatrix} d\xi \quad (6.27)$$

Das entstehende Moment ergibt sich wie zuvor aus dem Kreuzprodukt:

$${}^f\vec{M}_{iG_{Tip}} = {}^f\mathbf{S}_G \int_{-\frac{b_w}{2}}^{\frac{b_w}{2}} {}^G\vec{r}_{fG} \times \left[f_{Tip}(\theta_G, \xi) \begin{pmatrix} -\tan \phi \operatorname{sgn}(v_{Gt}) \left(1 - e^{-\frac{|v_{Gt}|}{V_J}} \right) \\ -\tan \phi \operatorname{sgn}(v_{Gt}) \left(1 - e^{-\frac{|v_{Ga}|}{V_J}} \right) \\ 1 \end{pmatrix} \right] d\xi \quad (6.28)$$

Durch Aufsummieren aller einzelnen Reaktionskräfte und Momente werden alle durch Grouser entstehenden Reaktionen zusammengefasst.

$${}^f\vec{F}_G = \sum_{i=1}^{n_G} ({}^f\vec{F}_{iG_{Side}} + {}^f\vec{F}_{iG_{Tip}}) \quad (6.29)$$

$${}^f\vec{M}_G = \sum_{i=1}^{n_G} ({}^f\vec{M}_{iG_{Side}} + {}^f\vec{M}_{iG_{Tip}}) \quad (6.30)$$

6.1.4 Dämpfungsverfahren

Zur Dämpfung des Systems werden zwei unabhängige Ansätze verfolgt. Zum einen wird eine geschwindigkeitsproportionale Dämpfung eingesetzt. Damit diese mit der Kontaktkraft skaliert, wird sie Flächen bezogen berechnet. Zum anderen wurde für die vertikale Kraft ein auf dem Schüttwinkel basierendes Dämpfungsverfahren entwickelt.

Um die geschwindigkeitsproportionale Dämpfung zu ermitteln wird über die in Kapitel 6.1.2 beschriebene Kontaktfläche (Gl. 6.8) eine zur lokalen Schlupfgeschwindigkeit ${}^c\vec{v}_c$ (Gl. 6.15) proportionale lokale Dämpfungskraft zu einer gesamt Dämpfungskraft integriert. Das entsprechende Dämpfungsmoment ergibt sich aus dem Kreuzprodukt.

$${}^f\vec{F}_D = -r_w \int_{-\frac{b_w}{2}}^{\frac{b_w}{2}} \int_{\theta_0}^{\theta_1} {}^f\mathbf{S}_c (D {}^c\vec{v}_c) d\theta d\xi \quad (6.31)$$

$${}^f\vec{M}_D = -r_w \int_{-\frac{b_w}{2}}^{\frac{b_w}{2}} \int_{\theta_0}^{\theta_1} {}^f\mathbf{S}_c ({}^c\vec{r}_{fc}(\theta, \xi) \times D {}^c\vec{v}_c) d\theta d\xi \quad (6.32)$$

Der zweite Dämpfungsansatz beschränkt sich auf die vertikale Komponente der Kraft. Das entwickelte Verfahren basiert auf der Annahme (Abbildung 6.3), dass im Boden keine Steigung größer dem Schüttwinkel möglich ist. Dies bedeutet, dass sich der Boden nicht plötzlich verformt, wenn sich die für ein statisches Gleichgewicht notwendige Einsinkung von z_1 auf z_2 auf Grund einer Veränderung der Lastsituation ändert. Um auf eine Einsinkung von z_2 zurückzukehren muss das Rad mindestens eine sich aus dem Schüttwinkel ergebene horizontale Strecke s zurücklegen.

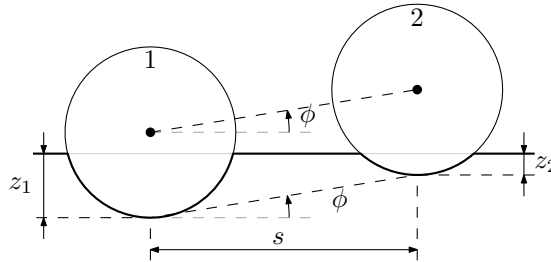


ABBILDUNG 6.3: Konzept der durch den Schüttwinkel beschränkten vertikalen Kraft

Der Zusammenhang zwischen z_1 , z_2 und s ergibt sich zu:

$$\frac{z_1 - z_2}{s} = \tan \phi \quad (6.33)$$

Wird dieser Zusammenhang nach der Zeit differenziert, ergibt sich:

$$\frac{d}{dt} \frac{z_1 - z_2}{s} = \frac{v_z}{v_x} = \frac{(\vec{v}_f)_z}{(\vec{v}_f)_x} = \tan \phi \quad \rightarrow \quad (\vec{v}_f)_z = \tan \phi (\vec{v}_f)_x \quad (6.34)$$

Soll dieser Zusammenhang eingehalten werden, muss die vertikale Geschwindigkeit des Rades $(\vec{v}_f)_z$ immer kleiner sein als $\tan \phi (\vec{v}_f)_x$. Da dieser Zusammenhang unabhängig von der Richtung der horizontalen Bewegung ist, kann eine Grenzgeschwindigkeit v_{lim} abgeleitet werden:

$$v_{\text{lim}} = \tan \phi \left| (\vec{v}_f)_x \right| \quad (6.35)$$

Um diese Bedingung umzusetzen wird ein Korrekturfaktor \mathbf{K}_{Lim} berechnet, der die vertikale Komponente der Kraft beschränkt, falls die vertikale Geschwindigkeit $(\vec{v}_f)_z$ größer wird als v_{lim} . Die horizontalen Komponenten werden von dieser Begrenzung nicht beeinflusst.

$$\mathbf{K}_{Lim} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & k \end{pmatrix} \quad \text{mit } k = \begin{cases} e^{-\frac{(\vec{v}_f)_z - v_{\text{lim}}}{\vec{v}_J}}, & \forall (\vec{v}_f)_z \geq v_{\text{lim}} \\ 1, & \forall (\vec{v}_f)_z < v_{\text{lim}} \end{cases} \quad (6.36)$$

Der Einsatz dieses Verfahrens ermöglicht es eine geringere Dämpfungskonstante einzusetzen und damit das Verhalten nicht unrealistisch zu beeinflussen. In Abbildung 6.4 ist ein Vergleich zwischen einem rein geschwindigkeitsproportional gedämpften Kontakt und einem mit der Kombination beider Verfahren gedämpften Kontakt aufgetragen. Das Rad wurde in einer Höhe von einem Radradius freigegeben. Um mit dem rein geschwindigkeitsproportional gedämpften Kontakt ein ähnlich schnellen Einschwingvorgang zu erreichen ist eine Dämpfungskonstante notwendig, die mindestens um den Faktor 100 höher ist. Diese vergleichsweise hohe Dämpfung nimmt unphysikalischen Einfluss auf das Radverhalten.

6.1.5 Kontakterkennung

Die Bestimmung der lokalen Bodenebene ist ein für die Nutzung des BCM auf unebenen Böden wichtiger Teilaspekt. Kommt es zu plötzlichen Sprüngen in der Position der lokalen Bodenebene, weisen die berechneten Reaktionskräfte eine dementsprechende Unstetigkeit auf. Diese Unstetigkeiten können plötzliche Kräfte hervorrufen, die die durch das MKS aufgebrachten Lasten um mehrere Größenordnungen übersteigen. Um dies zu vermeiden, wurde ein Algorithmus zur Kontakterkennung implementiert der mit Hilfe mehrerer Kontaktsuchen Unstetigkeiten im erkannten Bodenprofil verringert. Dazu wird eine Funktion zur Erkennung von Kontakten der DLR VISUALIZATION LIBRARY genutzt. Für jede einer Kontakt-ID zugeordneten lokalen Bodenebene wird eine unabhängige Berechnung der Reaktionskräfte durchgeführt.

Mit dieser Funktion zur Kontaktsuche wird linear von einem Referenzpunkt zu einem

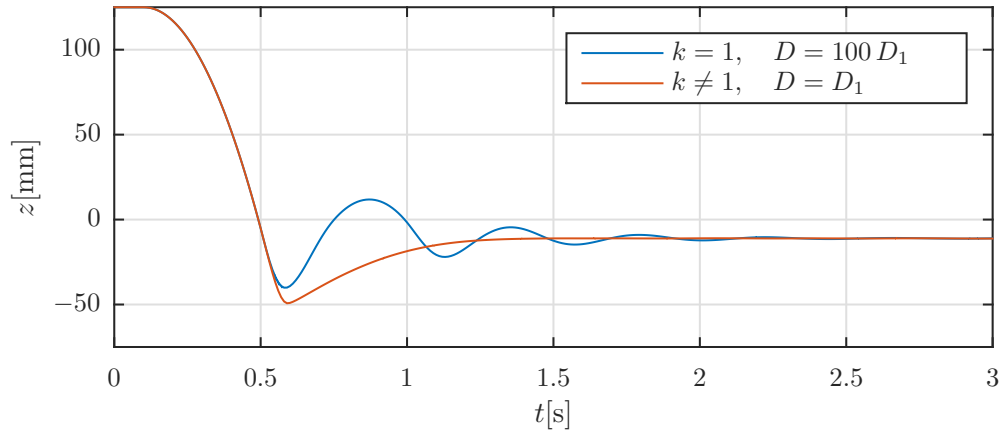


ABBILDUNG 6.4: Vergleich zwischen reiner geschwindigkeitsproportionaler Dämpfung (blau) und der Kombination aus geschwindigkeitsproportionaler Dämpfung und dem vorgestellten Verfahren (orange)

zweiten Referenzpunkt nach Oberflächen anderer Objekte gesucht. Auf eine exakte Beschreibung des dazu angewandten Verfahrens soll an dieser Stelle verzichtet werden, es kann in [HBS14] nachgeschlagen werden. Wird ein Objekt erkannt, wird der Abstand zwischen erstem Punkt und erkannter Position sowie die Kontaktgruppen-ID des gefundenen Objektes zurückgegeben. Mit der Kontaktgruppen-ID können Objekte in DLR VISUALIZATION LIBRARY gruppiert werden. Jedes Objekt einer Gruppe liefert im Kontaktfall die selbe ID.

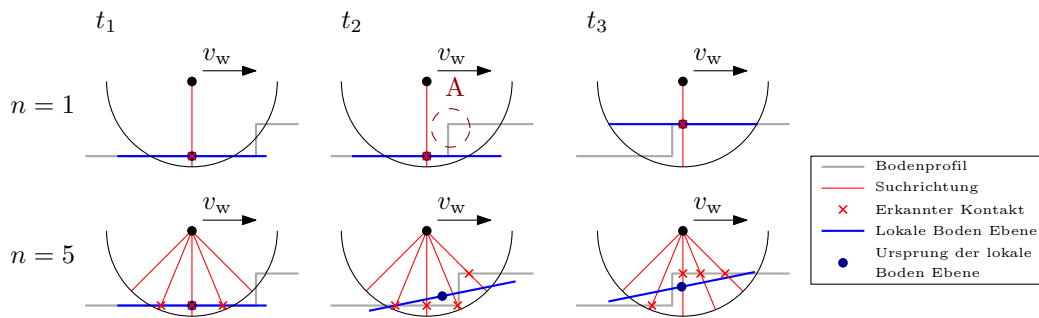


ABBILDUNG 6.5: Konzept der Kontakterkennung in BCM

In der in BCM implementierten Methode zur Erkennung der Bodenebene wird radial von der Radachse ausgehend in mehreren Richtungen mit variabler Auflösung nach Kontakten gesucht. Die Auflösung kann sowohl durch die Variation der Anzahl radialer Suchrichtungen, dem Winkelbereich der Suchrichtungen sowie der Anzahl der zur Radachse orthogonalen Suchebenen angepasst werden. In Abbildung 6.5 ist dieses Konzept für den zweidimensionalen Fall für eine Kontaktsuche mit einer bzw. fünf radialen Richtungen, einem Winkelbereich von 90° in einer Ebene dargestellt. Die mittlere Suchrichtung ist immer parallel mit der Gravitationsrichtung des übergeordneten Modells. Alle weiteren

Richtungen werden in der Suchebene gleichmäßig im Winkelbereich verteilt.

Kritisch sind Unstetigkeiten im Boden. Diese werden, bei nur einer Suchrichtung (Abbildung 6.5, obere Zeile), vom Boden direkt in die Kontaktberechnung übertragen (Schritt t_2 zu t_3). Kontakte die geometrisch bereits bestehen (Abbildung 6.5 Punkt A) werden nicht beachtet. Wird die Anzahl der Kontakte erhöht (Abbildung 6.5, untere Zeile) wird der Sprung im Bodenprofil früher erkannt. Der Ursprung ${}^0\vec{r}_p$ der durch den Algorithmus ermittelten Bodenebene wird durch den Schwerpunkt aller erkannten Kontakte ermittelt.

$${}^0\vec{r}_p = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n {}^0\vec{r}_i \quad (6.37)$$

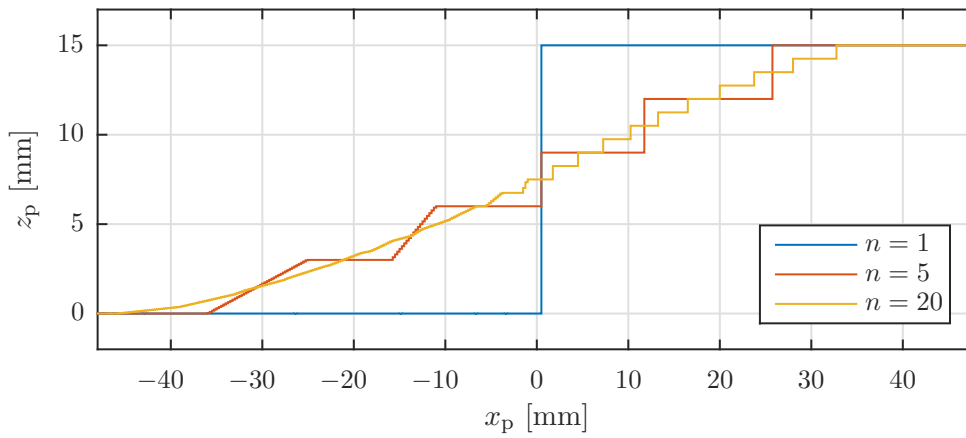


ABBILDUNG 6.6: Vergleich zwischen vom Kontakterkennungsalgorithmus ermittelten Bodenprofilen bei $n = 1$ (blau), $n = 5$ (orange) und $n = 20$ (gelb) radialen Kontaktsuchrichtungen

Durch die radial verteilten Suchrichtungen wird der Sprung im Bodenprofil schrittweise weiter erkannt. Dies verringert die einzelnen übertragenen Unstetigkeiten ca. um den Faktor $1/n$ und verteilt sie auf einen größeren Bereich. In Abbildung 6.6 ist das vom Kontakterkennungsalgorithmus ermittelte Bodenprofil bei $n = 1$, $n = 5$ und $n = 20$ radialen Kontaktsuchrichtungen aufgetragen. Das ursprüngliche Bodenprofil weist bei $x = 0$ einen Sprung von 15 mm auf. Die Verringerung der maximalen Unstetigkeit ist deutlich zu erkennen. Zusätzlich zur Position wird die Orientierung der Bodenebene angepasst. Die z_p -Achse wird über die mit den Faktoren κ_s und κ_c gewichteten Linearkombination der erkannten Kontaktnormalen \vec{n}_{si} und der Suchrichtungen \vec{n}_{ci} berechnet (Gl 6.38). Die x_p -Achse wird je nach Lage der z_p -Achse aus dem Kreuzprodukt dieser Achse und entweder der x_0 oder der y_0 -Achse gebildet.

$${}^p\vec{e}_z = \text{norm} \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n [\kappa_s \vec{n}_{si} + \kappa_c \vec{n}_{ci}] \right) \quad (6.38)$$

Durch Berücksichtigung der Kontaktnormalen und axial verteilter Suchebenen können

zum Rad verkippte Böden erkannt werden. Werden je 20 radiale Suchrichtungen in zwei axialen Ebenen verwendet werden gute Ergebnisse in Kombination mit dem implementierten Kontaktmodell erzielt. In Abbildung 6.7 ist die Visualisierung des Kontakterkennungsalgorithmus in der DLR VISUALIZATION LIBRARY für die zuvor beschriebene Konfiguration abgebildet. Die Suchrichtungen werden als rote Linien, die einzelnen erkannten Kontaktpunkt als weiße Kugel mit Pfeilen entsprechend der erkannten Kontaktnormalen sowie die lokale Bodenebene als blaue Fläche dargestellt. In der linken Abbildung (a) ist der Kontakt mit einem stetigen Boden abgebildet. Es ist erkennbar das die lokale Bodenebene dem Verlauf des Bodens folgt. In der rechten Abbildung (b) wird das Verhalten an eine 90° Kante dargestellt.

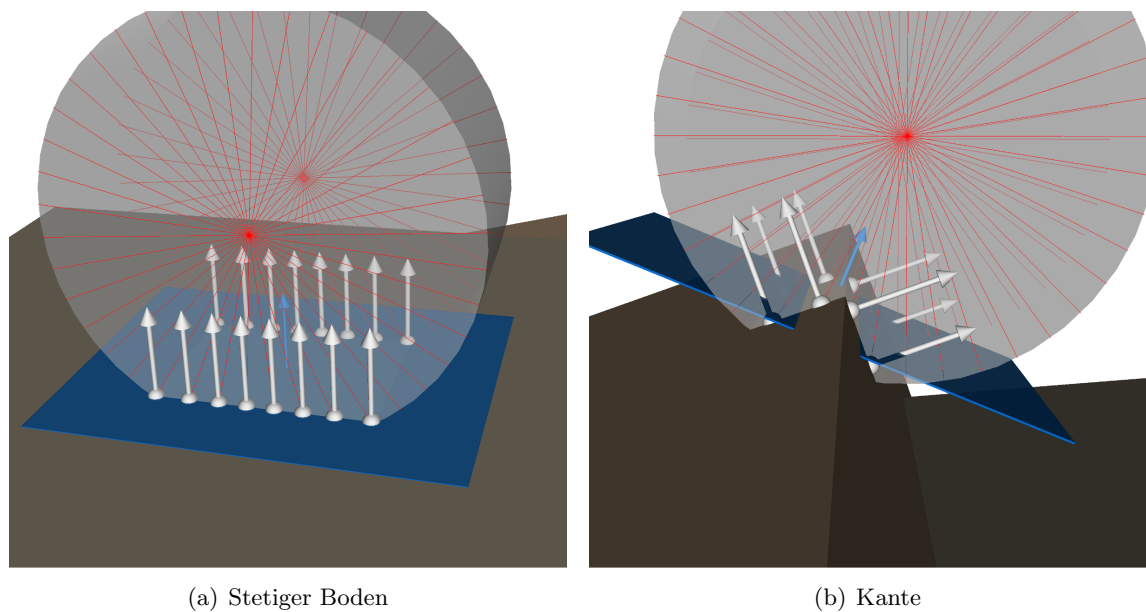


ABBILDUNG 6.7: Visualisierung des Kontakterkennungsalgorithmus in der DLR VISUALIZATION LIBRARY

6.2 Vergleich BCM und SCM

Um die Eignung von BCM im Kontext des robotischen Einzelradprüfstands zu zeigen wird es mit SCM verglichen. Ziel ist es, eine Konsistenz zwischen den beiden Modellen zu zeigen. SCM wurde bereits im Rahmen anderer Projekte teilweise verifiziert [KH09].

Als Vergleichsszenario wird das Rad auf dem Boden abgesetzt und anschließend mit einer konstanten Winkelgeschwindigkeiten gedreht. Auf beide Räder wird die selbe vertikale Last aufgeprägt. Zu Beginn des Tests wird der vertikale und horizontale Freiheitsgrad freigegeben. Als Vergleichswerte wurden die Einsinktiefen z sowie die resultierende Translationsgeschwindigkeit v_x des Rades gewählt. In Abbildung 6.8 sind die Ergebnisse dieses Vergleichs auf Quarzsand dargestellt.

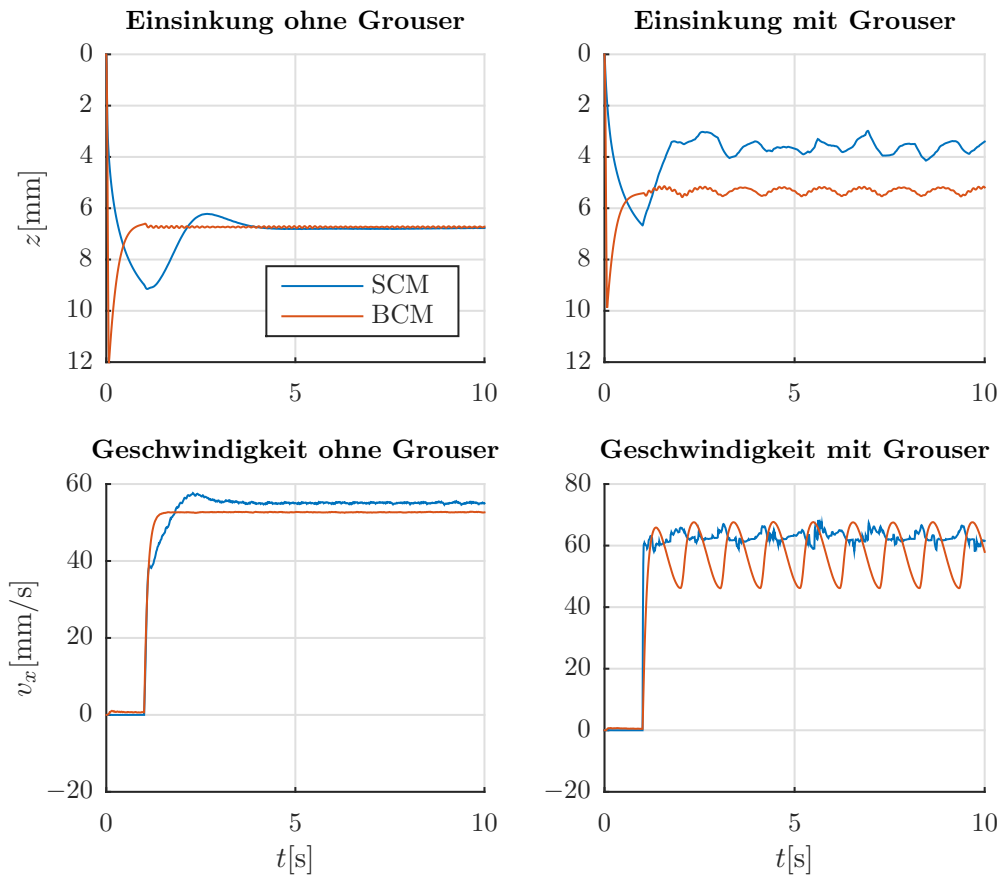


ABBILDUNG 6.8: Vergleich zwischen SCM und BCM ohne Grouser

Für optimierte freie Parameter ergeben sich ähnliche Verläufe für SCM und BCM (Abbildung 6.8). Der Eintauchvorgang des Rades in den Boden hat in BCM aufgrund der nicht modellierten Bodenverformung einen deutlich anderen Verlauf. Im Vergleich zu BCM zeigt der Boden in SCM eine stärkere Dämpfung. Grouser-Effekte, insbesondere der Einfluss auf die Translationsgeschwindigkeit, werden in BCM deutlich stärker abgebildet (Abbildung 6.8, rechts). Beim Eintauchen eines Grouser in den Boden entsteht durch den Kontakt an der Grouser Spitze eine der Geschwindigkeit entgegengesetzte Kraft. Befindet sich ein Grouser unter dem Rad wird durch die rückwärtige Flanke eine zusätzliche Vortriebskraft erzeugt. Diese Kombination erzeugt eine periodische Beschleunigung und Verzögerung des Rades. In der Machbarkeitsanalyse führt eine zu starke Abbildung der Grouser-effekte zur Betrachtung eines Systems mit stärkeren Störeinflüssen und somit zu einer Worst-Case Betrachtung. In anderen Kontexten sollte dieser Effekt eingehender untersucht werden.

7 Entwurf und Analyse der Kraftregelung

Um im Prüfstand die Kontaktkraft auf einen expliziten Wert einzustellen, ist eine explizite Soll-Wert Vorgabe notwendig. Der Roboter unterstützt nur Schnittstellen zur Vorgabe von Soll-Positionen bzw. Gelenkwinkeln. Daher ist eine explizite Kraftregelung mit innerer Positionsregelung zu wählen. Es wird eine Admittanzregelung eingesetzt. Die Soll-Position kann im Fall einer Kommunikation mit RSI in einer Frequenz von 250 Hz kommandiert werden. Zusätzlich zu dieser Konfiguration wird eine Ansteuerung mit tieferem Eingriff in die Robotersteuerung mit einer Soll-Wert Vorgabe von mehr als 1 kHz untersucht.

7.1 Reduziertes Modell

Werden ausschließlich Aspekte der Kraftregelung betrachtet kann das Modell bei Verwendung einer Admittanzregelung auf das in Abbildung 7.1 gezeigte System reduziert werden. Zusätzlich zur Grundstruktur der Admittanzregelung sind hier Teilmodelle zur Beschreibung der Übertragung von Stellgrößen an den Roboter G_{Input} und ein Modell zur Beschreibung des Sensors G_{Sensor} eingeführt. Roboter und Rad-Boden Kontakt wird als ein System G_{RSC} zusammengefasst.

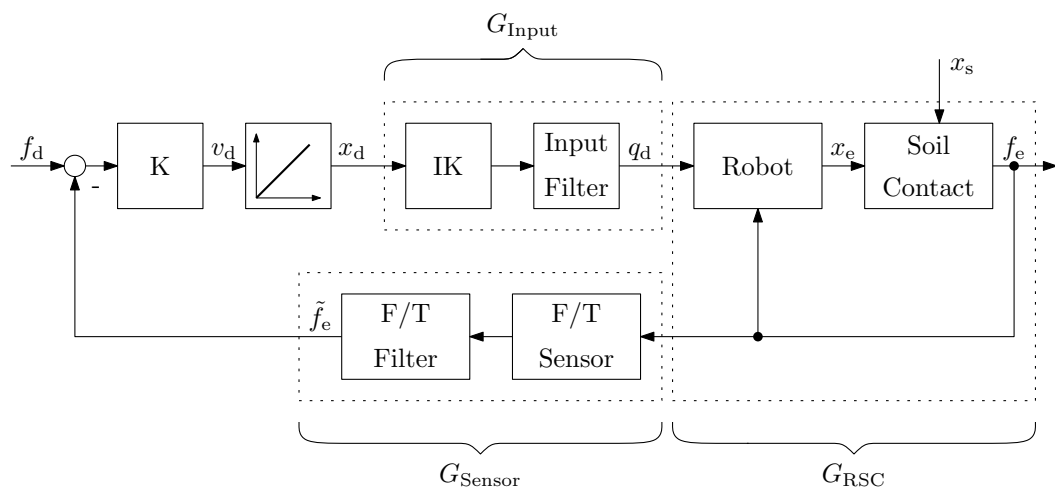


ABBILDUNG 7.1: Gesamtmodell eines Admittanz geregelten robotischen Einzelradprüfstandes

Das Eingangssystem G_{Input} fasst die Kommunikation zwischen Steuerungs-PC und Robotersteuerung sowie zusätzlichen in der Robotersteuerung vorhandenen Filtern zu-

sammen. Wird die Kommunikationsschnittstelle RSI genutzt, wird im Eingangsfiler eine Diskretisierung auf $f_{\text{RSI}} = 250 \text{ Hz}$, der zur Glättung eingesetzte Moving Average Filter sowie eine Totzeit von $t_D = 2 f_{\text{RSI}}^{-1} = 8 \text{ ms}$ zur Nachbildung der Kommunikation zusammengefasst. Wird der Einsatz von direktem Steuerungseingriff simuliert kann die Diskretisierungsfrequenz angehoben werden. Zur Simulation eines Systems mit idealem Steuerungseingriff wird $G_{\text{Input}} = 1$ gesetzt.

Das Sensorsystem G_{Sensor} bildet die Diskretisierung durch das Messsystem ab. Die Messfrequenz des eingesetzten Sensors beträgt 7 kHz . Eine zusätzliche Filterung der Messsignale zur Unterdrückung von Messrauschen ist in diesem System enthalten. Dieser Filter ist als Tiefpassfilter mit einer Eckfrequenz von 50 Hz ausgelegt. Aufgrund der im Verhältnis zur Steuerung hohen Diskretisierungsfrequenz wird das Sensorsystem auf den Tiefpassfilter beschränkt.

7.2 Regelungsentwurf

Zum Entwurf des innerhalb der Admittanzregelung eingesetzten Reglers wird zunächst ein vereinfachtes Roboter-Rad-Boden System betrachtet und anhand dessen die Reglerstruktur entworfen. Aufgrund der hohen Komplexität ist ein Entwurf am vollständigen Gesamtsystem nicht sinnvoll.

7.2.1 Herleitung eines vereinfachten Kontakt-Systems

Das Roboter-Rad-Boden System kann bei Vernachlässigung der durch den Roboters eingebrachten Dynamik und durch Vereinfachung des Roboters als reines Verzögerungsglied zwischen Soll- und Ist-Position in das in Abbildung 7.2 dargestellte und auf zwei Dimensionen reduzierte System vereinfacht werden. Die nichtlineare Feder c_s wird lokal als linear angenommen ($z = \text{konst}$). In horizontaler Richtung wird eine geschwindigkeitsproportionale Widerstandskraft angenommen (d_s).

Der Sensor kann als flexibelstes Element zwischen TCP und Boden identifiziert werden. Ist jedoch mit einer Federsteifigkeit von $7.7 \times 10^7 \text{ N/m}$ [ATI13] im Vergleich zum Boden ($c_s < 5 \times 10^3 \text{ N/m}$) um mehrere Größenordnungen steifer. Daher wird der gesamte Aufbau zwischen TCP und Boden als Starrkörper vereinfacht.

Die Größenordnung der Bodensteifigkeit c_s kann aus dem Druck-Einsinkungs Zusammenhang nach BEKKER (vgl. Gl. 1.1) und einer über den Satz des PYTHAGORAS abgeschätzten Formel (Gl. 7.1) für die Kontaktfläche ermittelt werden. Die Reaktionskraft wird zur Abschätzung der Steifigkeit auf die halbe Einsinkung bezogen. Bei dieser Abschätzung ist die berechnete Spannung $\sigma(z)$ geringer als die am tiefsten Punkt zu erwartende Spannung. Ausgleichend wird angenommen, dass diese Spannung auf der kompletten Kontaktfläche gilt. Partielles differenzieren nach z liefert eine Abschätzung der

Bodensteifigkeit c_s . Für die Bodenparameter aus Tabelle 1.2 ergeben sich die in Tabelle 7.1 dargestellten Bodensteifigkeiten bei relativen Einsinkungen von 5 % bis 50 %. Es ist zu beachten, dass diese jeweils nur die lokale Steigung beschreiben und nicht zur Berechnung der gesamten entstehenden Reaktionskraft geeignet sind.

$$A(z) = b_w \sqrt{2 z r_w - z^2} \quad (7.1)$$

$$c_s \approx \frac{\partial (\sigma(z/2) A(z/2))}{\partial z} = \frac{z^2 b_w \left(\frac{k_c}{b} + k_\phi \right)}{8} \frac{6 z r_w - 4 r_w^3 - z^2}{\sqrt{z r_w - \frac{z^2}{4}}} \quad (7.2)$$

Zur Bestimmung einer Übertragungsfunktion für den Rad-Boden Kontakt wird zunächst

TABELLE 7.1: Lokalen Bodensteifigkeit in N/m der eingesetzten Bodentypen bei 5 %, 10 %, 20 %, 30 %, 40 % und 50 % Einsinkung

Bodentyp	$c_{s,5}$ [N/m]	$c_{s,10}$ [N/m]	$c_{s,30}$ [N/m]	$c_{s,40}$ [N/m]	$c_{s,50}$ [N/m]
Quarzsand	1358.1	1259.0	942.8	798.2	657.3
MSS-D	121.2	328.1	1432.4	2003.9	2522.2
Lavasand	506.3	811.0	1516.0	1682.3	1756.3
Kalksand	188.9	158.1	98.6	78.4	60.6

das Kräftegleichgewicht am Rad betrachtet. Es ergibt sich das Gleichungssystem 7.3 für die Reaktionskräfte $f_{e,x}$ und $f_{e,z}$ am TCP.

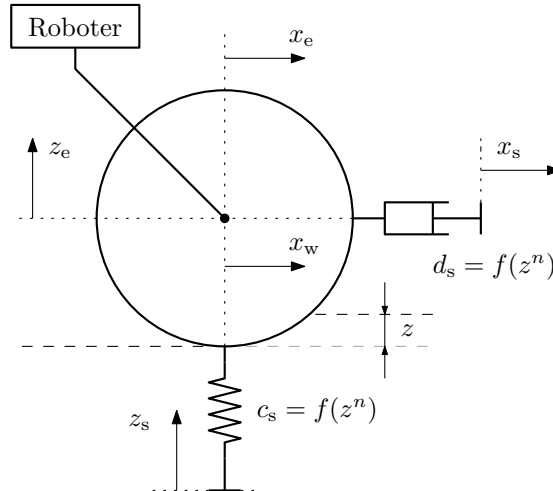


ABBILDUNG 7.2: Vereinfachtes Roboter Boden Kontaktmodell

$$\begin{aligned} f_{e,x} &= d_s (\dot{x}_s - \dot{x}_e) \\ f_{e,z} &= c_s (z_s - z_e) \end{aligned} \quad (7.3)$$

Durch eine LAPLACE-Transformation des Gleichungssystem (7.3) ergibt sich das entspre-

chende System im Bildbereich:

$$\begin{aligned} F_{e,x}(s) &= s d_s (X_s(s) - X_e(s)) = G_{\text{Soil},x}(s) (X_e(s) - X_s(s)) \\ F_{e,z}(s) &= c_s (Z_s(s) - Z_e(s)) = G_{\text{Soil},z}(s) (Z_e(s) - Z_s(s)) \end{aligned} \quad (7.4)$$

$X_e(s)$ und $Z_e(s)$ können dabei als Eingangsgrößen, $X_s(s)$ und $Z_s(s)$ als Störgrößen und $F_{e,x}(s)$ und $F_{e,z}(s)$ als Ausgangsgrößen aufgefasst werden. Die jeweiligen Übertragungsfunktionen ergeben sich zu:

$$\begin{aligned} G_{\text{Soil},x}(s) &= -s d_s \\ G_{\text{Soil},z}(s) &= -c_s \end{aligned} \quad (7.5)$$

7.2.2 Grenzwertanalyse

Sollen die Ergebnisse aus Kapitel 7.2.1 zur Synthese eines Reglers herangezogen werden, kann zur Bestimmung der notwendigen Ordnung des Reglers der Grenzwertsatz (Gl. 7.6) genutzt werden. Der Grenzwertsatz betrachtet das Verhalten eines Systems $G(s)$ bei Vorgabe einer Sprungfunktion. Soll das betrachtete System einen statischen Soll-Wert ohne Abweichung annehmen, muss $K_\infty = 1$ gelten[Abe12].

$$\lim_{t \rightarrow \infty} h(t) = \lim_{s \rightarrow 0} s H(s) = \lim_{s \rightarrow 0} s G(s) \frac{1}{s} = \lim_{s \rightarrow 0} G(s) = K_\infty \quad (7.6)$$

Das Gesamtsystems $G(s)$ kann bei negativer Rückführung (Abbildung 7.3) mit einem Regler $G_R(s)$ durch Gl. 7.7 zusammengefasst werden. Zunächst wird die Störgröße x_s vernachlässigt.

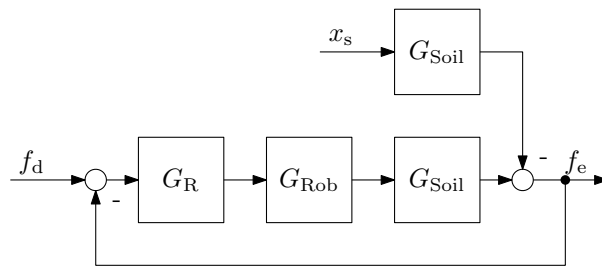


ABBILDUNG 7.3: Vereinfachtes Roboter Boden Kontaktmodell

$$G(s) = \frac{G_R(s) G_{\text{Rob}}(s) G_{\text{Soil}}(s)}{1 + G_R(s) G_{\text{Rob}}(s) G_{\text{Soil}}(s)} \quad (7.7)$$

Der Roboter wird als Verzögerungsglied erster Ordnung (Gl. 7.8) mit der Zeitkonstante T_R modelliert. Bei dieser Annahme werden alle kartesischen Achsen als unabhängig betrachtet.

$$G_{\text{Rob}}(s) = \frac{1}{1 + T_R s} \quad (7.8)$$

Die Kombination aus Roboter und Rad-Boden Kontakt und ergibt sich jeweils für die Richtung x und y zu:

$$G_{\text{Rob}}(s) G_{\text{Soil},x}(s) = \frac{-s d_s}{1 + T_R s} \quad (7.9)$$

$$G_{\text{Rob}}(s) G_{\text{Soil},z}(s) = \frac{-c_s}{1 + T_R s} \quad (7.10)$$

Wird der Regler als reiner Proportionalregler mit Verstärkung K ausgelegt, ist $G_R(s)$ die Kombination des Proportionalreglers und des Integrators der Admittanzregelung.

$$G_R(s) = \frac{K}{s} \quad (7.11)$$

Die Übertragungsfunktion und die Ergebnisse des Grenzwertsatzes des Gesamtsystems ergeben sich in diesem Fall zu:

$$G_x(s) = \frac{-K d_s}{s T_R + 1 - K d_s} \quad K_\infty = \lim_{s \rightarrow 0} G_x(s) = \frac{-K d_s}{1 - K d_s} \neq 1 \quad (7.12)$$

$$G_z(s) = \frac{-K c_s}{s^2 T_R + s - K c_s} \quad K_\infty = \lim_{s \rightarrow 0} G_z(s) = 1 \quad (7.13)$$

Wird dieses Ergebnis mit Hilfe des Grenzwertsatz betrachtet, zeigt sich dass ein Proportionalregler in z -Richtung eine Soll-Kraft ohne Abweichung einstellen kann. In x -Richtung ist $K_\infty \neq 1$, daher ist ein Proportionalregler nicht ausreichend. Bei Vorgabe einer statischen Soll-Kraft könnte diese nur im Fall $K \rightarrow \infty$ ohne Abweichung erreicht werden. $K \rightarrow \infty$ ist praktisch nicht umsetzbar. Zur Kompensation des differentiellen Teils der Strecke ist ein Regler mit integrierendem Anteil notwendig. Es wird daher ein PI-Regler (Gl. 7.14) mit Verstärkung K und Zeitkonstante T_i eingesetzt.

$$G_R(s) = \frac{K}{s} \left(1 + \frac{1}{T_i} \right) \quad (7.14)$$

Wird ein PI-Regler verwendet, ergeben sich die Übertragungsfunktionen sowie die Grenzwerte zu:

$$G_x(s) = \frac{-s T_i K d_s - K d_s}{s^2 T_R T_i + s T_i (1 - K d_s) - K d_s}, \quad K_\infty = \lim_{s \rightarrow 0} G_x(s) = 1 \quad (7.15)$$

$$G_z(s) = \frac{-s K T_i c_s - K c_s}{s^3 T_R T_i + s^2 T_i - s T_i K c_s - K c_s}, \quad K_\infty = \lim_{s \rightarrow 0} G_z(s) = 1 \quad (7.16)$$

Werden diese Ergebnisse wie im Fall des Proportionalreglers bewertet, zeigt sich dass in diesem Fall statisch vorgegebene Soll-Werte ohne statische Abweichung kompensiert werden können. Aus Abbildung 7.3 ist ersichtlich dass Änderungen der Störgröße x_s in eine äquivalente Änderung der Soll-Größe umgeformt werden können. Daher gelten die zuvor getroffenen Aussagen analog für die Kompensation von Störgrößen. Zu vollen Kompensation von Abweichungen während Bewegungen mit konstanter Beschleunigung kann auf analogem Weg hergeleitet werden dass ein zusätzlicher integrierender Anteil nötig wäre.

Die in diesem Kapitel getroffenen Annahmen sind mit den Ergebnissen der Simulation (Kapitel 9.1) konsistent.

7.3 Stabilitätsanalyse

7.3.1 Linearisierung des Systems

Zur Analyse des auf dem Rad-Boden Modell BCM und der vollständigen Roboterdynamik basierten Systems wurde dieses an verschiedenen Arbeitspunkten linearisiert. Eine direkte Analyse des Gesamtsystems ist aufgrund der hohen Komplexität und zahlreicher Nichtlinearitäten in Boden und Roboter nicht möglich. Ziel ist es daher, eine lineare Übertragungsfunktion $G_{\text{RSC}}(s)$ an verschiedenen Arbeitspunkten zu erhalten. Ein Arbeitspunkt wird aus einer Position (x, y) , einer prozentualen Radeinsinkung p_z sowie der Kombination aus Rad und Boden definiert. Als Eingang wird die Offset-Position im TCP-System ${}^e\vec{\Delta}$ und als Ausgang die daraus resultierende Kontaktkraft im TCP-System ${}^e\vec{F}_c$ gewählt (Gl. 7.17).

$${}^e\vec{F}_c(s) = G_{\text{RSC}}(s) {}^e\vec{\Delta}(s) \quad (7.17)$$

Es wurde die Modellvariante des Roboters mit flexiblen Gelenken und KUKA Standard Regler verwendet. Als Bodenkontakt wird das in Kapitel 6 vorgestellt BCM verwendet. Um Einflüsse der Kontakterkennung aus dem System zu entfernen wird die Position Bodenkontaktebene festgesetzt. Sowohl Eingangsfilter als auch das Sensorsystem können für sich als lineare Übertragungsfunktionen aufgestellt werden und müssen daher nicht in die Linearisierung mit einbezogen werden.

Um den Einfluss möglicher Einschwingvorgänge gering zu halten, wird der Roboter in der Simulation vor jeder Linearisierung in die entsprechende Position verfahren und erst nach Abklingen linearisiert. Das System wird im Bereich $x = 0 \text{ mm}$ bis $x = 2000 \text{ mm}$ und $y = 1600 \text{ mm}$ bis $y = 1800 \text{ mm}$ mit einer Auflösung von 100 mm und jeweils für eine Einsinkung von $p_z = 15 \%$ bis $p_z = 30 \%$ in 1% Schritten linearisiert. In allen Arbeitspunkten wird das EXOMARS-Rad auf MSS-D Boden eingesetzt.

In Abbildung 7.4 sind beispielhaft für den Arbeitspunkt ($x = 1700 \text{ mm}$, $y = 1800 \text{ mm}$, $p_z = 24 \%$) die Bode-Diagramme der Hauptrichtungen (x , y und z) der durch die Linearisierung gewonnenen Übertragungsfunktionen dargestellt. Deutlich an der Phasenverschiebung von $\Phi = 90^\circ$ und der positiven Steigung der Verstärkung ist das differentielle Verhalten für ${}^e\vec{\Delta}_x \rightarrow {}^eF_x$ und ${}^e\vec{\Delta}_y \rightarrow {}^eF_y$ erkennbar. Die Phasenverschiebung von ($\Phi = 0^\circ$) und der konstante Verstärkungsfaktor bei niedrigen Frequenzen deuten auf einen proportionalen Zusammenhang zwischen ${}^e\vec{\Delta}_z$ und zF_z . Außerdem lässt sich am Absinken der Phasenverschiebung um 360° bei $\omega \approx 700 \text{ rad/s}$ in allen Richtungen ein verzögerndes Verhalten vierter Ordnung erkennen. Diese Ergebnisse bestätigen den in Kapitel 7.2.1 identifizierten differentiellen Anteil in x -Richtung.

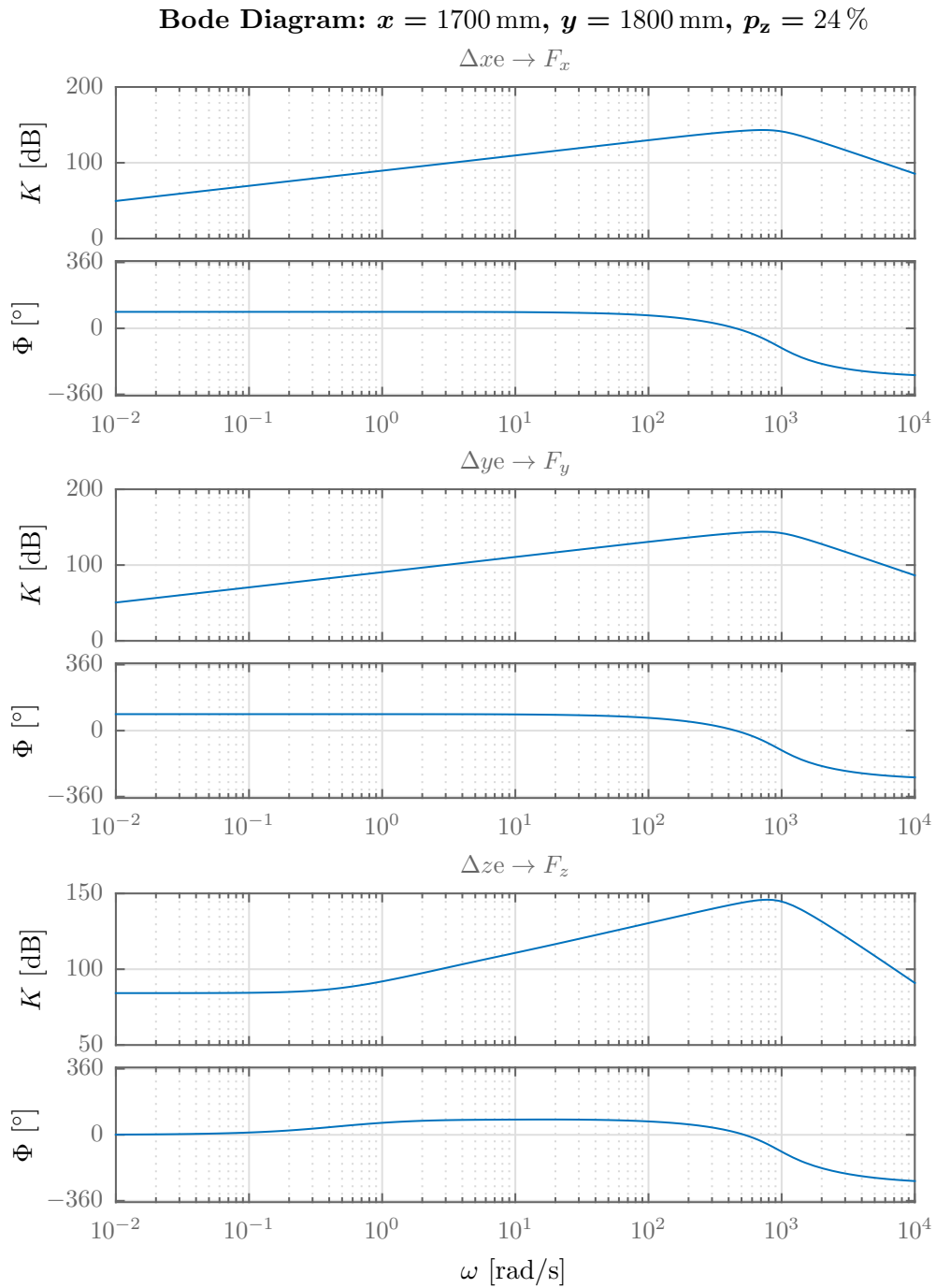


ABBILDUNG 7.4: Bodediagramm des linearisierten Roboter-Rad-Boden Systems ($x = 1700 \text{ mm}$, $y = 1800 \text{ mm}$, $p_z = 24 \%$)

7.3.2 Wurzelortskurvenbetrachtung

Zur weiteren Analyse des Systems wurde die Wurzelortskurve des Systems betrachtet. Das Wurzelortskurven Verfahren ist ein halb grafisches System bei dem die Position der Polstellen in der Imaginären Ebene in Abhängigkeit des Verstärkungsfaktors einer proportionalen Rückführung betrachtet wird. Aus der Position der Polstellen kann Rückschluss

auf die Systemstabilität gezogen werden. Bedingung für Stabilität ist, dass alle Pole in der linken Halbebene liegen.[Abe12; AB06]

$$G(s) = \frac{1}{s} G_{\text{Input}}(s) G_{\text{RSC}}(s) \quad (7.18)$$

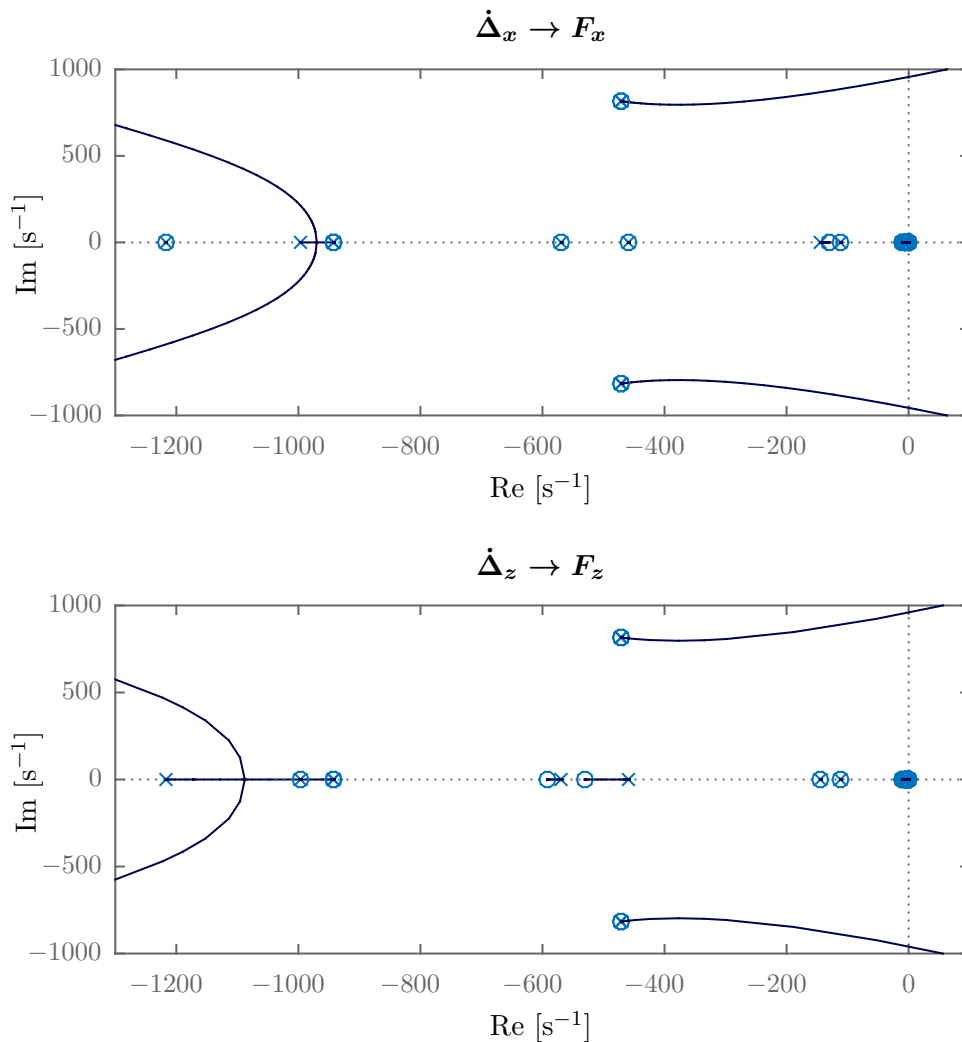


ABBILDUNG 7.5: Wurzelortskurve des linearisierten Roboter-Rad-Boden Systems mit Idealer Steuerung

Zur Analyse wurde das Ergebnis der Linearisierung ($G_{\text{RSC}}(s)$) in Kombination mit dem Integrator der Admittanzregelung betrachtet (Gl 7.18). Um Effekte des Eingangsfilters oder zusätzliche Verzögerungen in des System einzubringen kann $G_{\text{Input}}(s)$ entsprechend gewählt werden. Um zunächst das Roboter-Rad-Boden System für den idealen Fall isoliert von Einflüssen durch die Steuerung zu betrachten, wird $G_{\text{Input}}(s) = 1$ gesetzt. In Abbildung 7.5 ist die Wurzelortskurven der Teilsystem $\dot{\Delta}_x \rightarrow F_x$ und $\dot{\Delta}_z \rightarrow F_z$ für den Arbeitspunkt ($x = 1700 \text{ mm}$, $y = 1800 \text{ mm}$, $p_z = 24 \%$) dargestellt. Aus dem Verlauf der Äste ist ersichtlich, dass für hinreichend kleine Verstärkungsfaktoren K das System

stabil ist. Nur das Polpaar mit deutlichem imaginären Anteil wandert bei wachsender Verstärkung in Richtung der Imaginären Achse. Bei einer Verstärkung von $K_{\text{Ideal}} = 0$, d.h. ohne Rückführung, ist das System stabil.

Um das Systemverhalten an verschiedenen Arbeitspunkten zu vergleichen und einen Überblick zu erhalten wie sensitiv das System gegenüber Änderungen von Position und Einsinkung reagiert, wurde für jeden Arbeitspunkt die maximale Verstärkung ermittelt. Zur Bestimmung wurde ein auf einer Nullstellensuche basierendes Matlab®-Skript implementiert (Siehe Listing B.1 und Abbildung 7.6). Der gewählte Suchalgorithmus basiert auf dem *Newton Verfahren* und beschränkt sich auf Wurzelortskurven mit einem Astpaar, das die Imaginäre Achse schneidet. Schneiden mehrere Äste die Imaginäre Achse, ist der Zusammenhang zwischen Verstärkung K und dem maximalen Realteil \bar{r} nicht stetig. Der Faktor f bestimmt den Abstand zwischen dem betrachteten Punkt k_n und dem Stützpunkt zur Bestimmung der Steigung m . Mit Hilfe des Parameters λ kann die Schrittweite zur Verbesserung der Stabilität verringert werden. Um numerischen Instabilitäten im Algorithmus abzufangen ist die Iterationsschleife auf 1000 Schritte begrenzt [DR08; Abe12].

$$\bar{r} = \max(\Re(p(k))) \quad (7.19)$$

$$p(k) = \text{Liste aller Polstellen bei einer Verstärkung } k \quad (7.20)$$

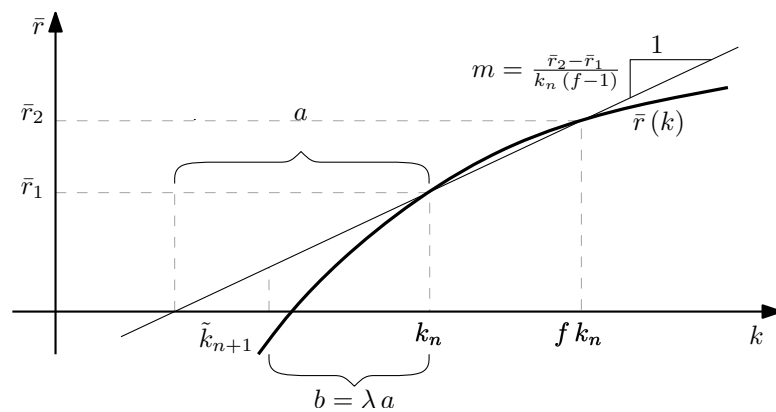


ABBILDUNG 7.6: Suchalgorithmus zur Ermittlung der maximalen Verstärkung nach Newton

Wird dieser Algorithmus auf die ermittelten Systeme angewendet und die sich ergebende Verstärkung über die Arbeitspunkte aufgetragen (Abbildung 7.7), lassen sich die Einflüsse von Einsinkung und Position erkennen. Veränderung der maximalen Verstärkungsfaktoren durch die Position ist durch die vom Roboter eingebrachte Flexibilität zu erklären. Die niedrigste Verstärkung ist am Punkt mit dem geringsten Abstand zum Ursprung ($x = 0 \text{ mm}$, $y = 1600 \text{ mm}$), die höchste zulässige Verstärkung am Punkt mit maximalen Abstand ($x = 2000 \text{ mm}$, $y = 2000 \text{ mm}$) zu beobachten. Der Einfluss der Gelenkflexibilität wird durch den längeren Hebelarm in gestreckten Posen verstärkt. Die Differenz

TABELLE 7.2: Maximale Verstärkungen im Idealen Fall bei verschiedenen Böden

Boden	F_z ($p_z = 30\%$)	$K_{x,\text{Ideal}}$	$K_{y,\text{Ideal}}$	$K_{z,\text{Ideal}}$
Quarzsand	$\approx 400\text{ N}$	6.72×10^{-5}	8.41×10^{-5}	4.31×10^{-5}
MSS-D	$\approx 520\text{ N}$	4.29×10^{-5}	4.91×10^{-5}	3.77×10^{-5}
Lavasand	$\approx 700\text{ N}$	4.21×10^{-5}	4.56×10^{-5}	2.51×10^{-5}
Kalksand	$\approx 190\text{ N}$	1.21×10^{-4}	1.33×10^{-4}	8.25×10^{-4}

zwischen minimaler und maximaler Verstärkung in der Ebene bei gleicher Einsinkung ist jedoch um ca. den Faktor zehn geringer als die durch Einsinkung hervorgerufenen Differenz. Die starke Änderung in der Abhängigkeit von der Einsinkung ist durch die sich verändernde Bodensteifigkeit zu erklären.

Als maximal zulässige Verstärkung des Gesamtsystems ist der minimale Wert aller Arbeitspunkte zu wählen. Dieser kritische Arbeitspunkt entspricht dem, der bei maximaler Einsinkung dem Ursprung am nächsten liegt. Für diesen Arbeitspunkt ergibt sich eine maximale Verstärkung für den Regler der z -Achse von $K_{z,\text{Ideal}} \approx 3.77 \times 10^{-5}$. Der absolute Wert ist von der Rad-Boden Kombination abhängig (vgl. Tabelle 7.2).

Da die Vorfilterung unabhängig von Position und Boden ist, kann der zuvor bestimmte kritische Arbeitspunkt zur Beurteilung des Einflusses des Eingangsfilters herangezogen werden. Um den Einfluss des Eingangsfilters $G_{\text{Input}}(s)$ auf das Gesamtsystems zu bestimmen muss dieser modelliert werden. Das durch diesen Filter abzubildende Verhalten setzt sich zum einen aus der durch die Kommunikationsschnittstelle RSI erzeugten Diskretisierung mit $t_d = 4\text{ ms}$ und dem zur Signalglättung in der Robotersteuerung eingesetzten Moving Average Filter zusammen. Die Ordnung des Filters ist frei wählbar und im Folgenden auf $n = 10$ gesetzt. Zusätzlich wird zur Abbildung der Kommunikationsverzögerung eine Totzeit von $2 t_d$ berücksichtigt. Das Filtersystem $G_{\text{Input}}(z)$ wird als Z -Transformierte Übertragungsfunktion aufgestellt.

$$G_{\text{Input}}(z) = z^{-2} \frac{z + z^{-1} + \dots + z^{-9} + z^{-10}}{10 z^{-10}} \quad (7.21)$$

Das Roboter-Rad-Boden System G_{RSC} wurde mit Hilfe des von der MATLAB CONTROL TOOLBOX bereitgestellten Funktion $cd2()$ nach *Tustin* diskretisiert. Mit dieser diskreten Darstellung kann das diskrete Gesamtsystem $G(z)$ aufgestellt werden und in der diskreten Wurzelortskurvenbetrachtung analysiert werden.

$$G(z) = \frac{z}{z-1} G_{\text{Input}}(z) G_{\text{RSC}}(z) \quad (7.22)$$

In der diskreten Wurzelortskurvenbetrachtung ist die Bedingung für Stabilität, dass sich alle Pole innerhalb des Einheitskreises befinden [Abe12]. Wie in Abbildung 7.8 er-

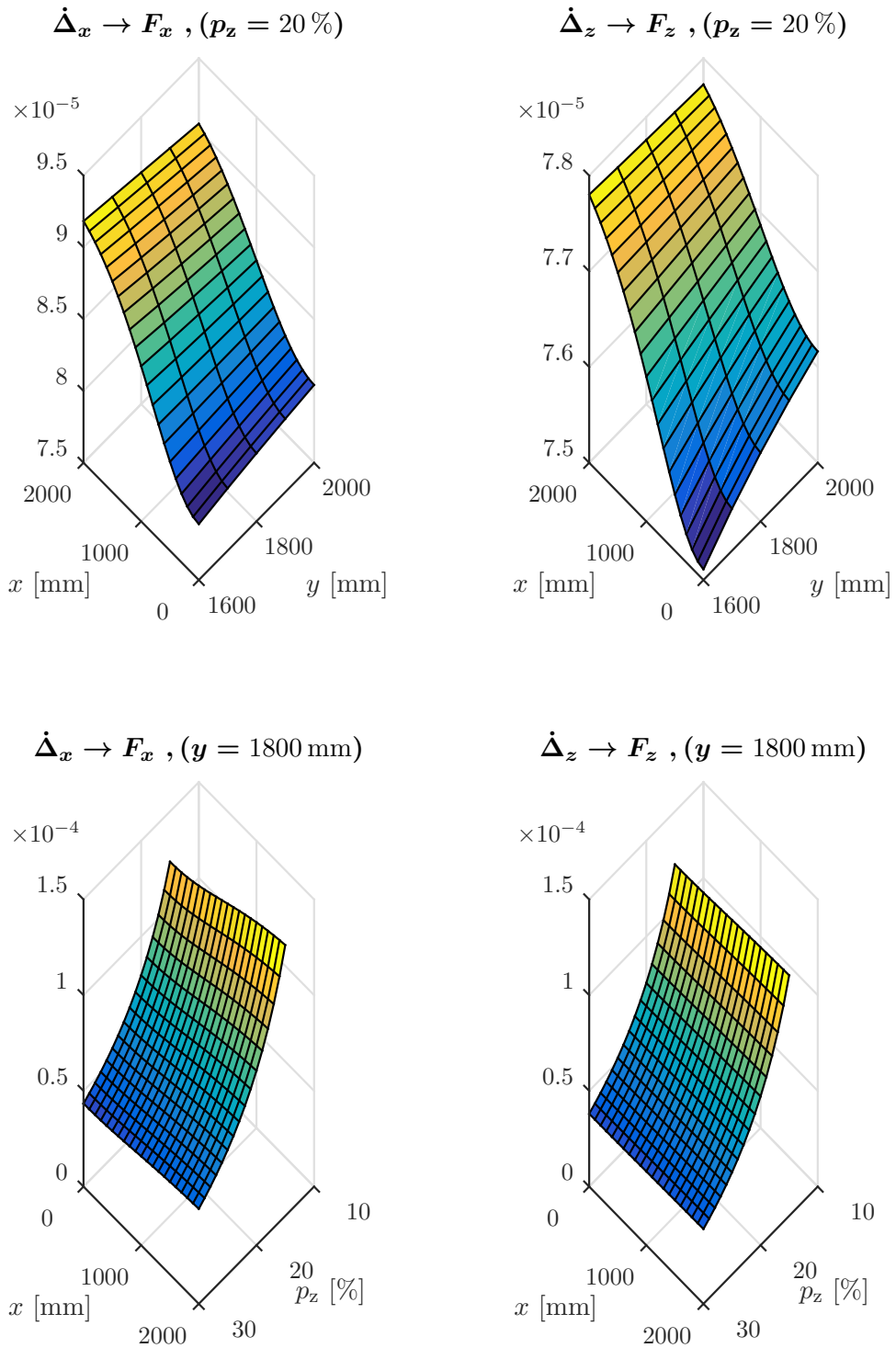


ABBILDUNG 7.7: Maximale Verstärkungen im Idealen Fall der Admittanzregelung auf MSS-D, im Gesamten Arbeitsraum. Kritische Stelle bei $x = 0 \text{ mm}$, $x = 1600 \text{ mm}$ und $p_z = 30\%$

kennbar, ist diese Bedingung auch bei Berücksichtigung des Eingangsfilters für hinreichend kleine Verstärkungen erfüllt. Im Vergleich zum Idealen System ergeben sich wie zu erwarten geringere maximale Verstärkungen $K_{z,\text{RSI}} \approx 1.35 \times 10^{-5}$ ($K_{z,\text{Ideal}} \approx 3.77 \times 10^{-5}$).

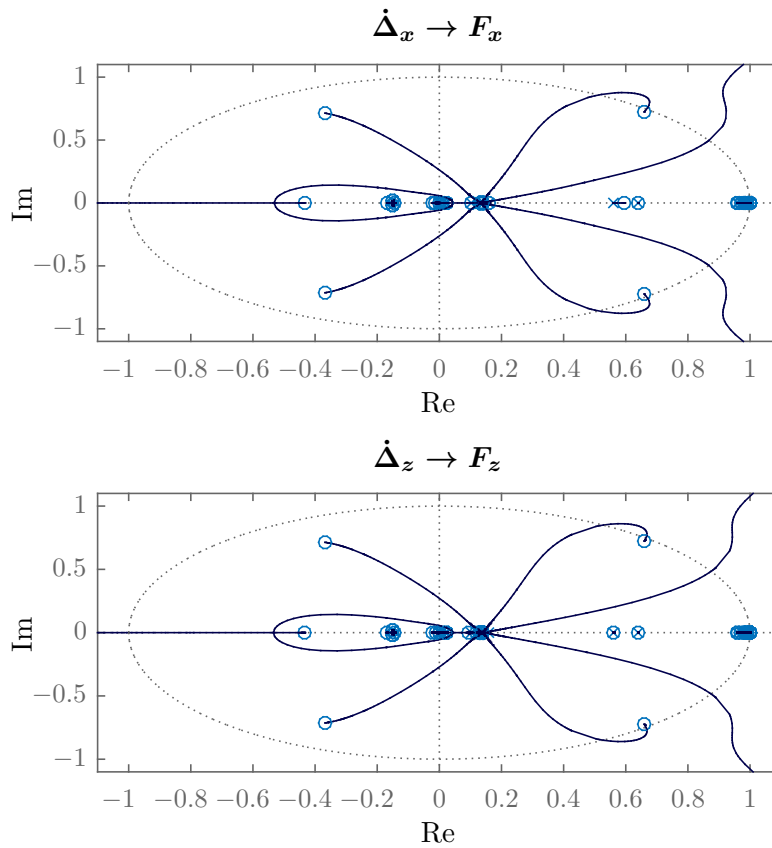


ABBILDUNG 7.8: Zeitdiskrete Wurzelortskurve des linearisierten Roboter-Rad-Boden Systems mit simulierter RSI Steuerung ($x = 0$ mm, $y = 1600$ mm, $p_z = 30\%$)

Eine Auslegung für Regler höher Ordnung ist in der Wurzelortskurve möglich. Jedoch ist dies ein iteratives, nicht automatisierbares Verfahren. Um für verschiedene Rad-Boden Kombinationen entsprechende Parameter-Sets zu finden ist es daher nicht praktikabel. Zur Auslegung von Reglerparametern für verschiedene Anwendungsfälle wurde daher ein auf Optimierung basierendes Verfahren angewendet (Siehe Kapitel 9.1.1).

8 Implementierung in Modelica/Dymola

Das in Kapitel 5 entwickelte Modell wurde in Modelica/Dymola (siehe Anhang C) implementiert. Diese Simulationsumgebung wurde gewählt, da die zur Verfügung stehenden Bibliotheken die benötigten Funktionen bereitstellen.

Das bei der Modellierung des Prüfstandmodells gewählte modulare Konzept wird auch in der Implementierung beibehalten (Abbildung 8.1). Alle in Kapitel 5 vorgestellten Teilmodelle sind unabhängig voneinander implementiert und haben nur die in der Realität vorhandenen Schnittstellen.

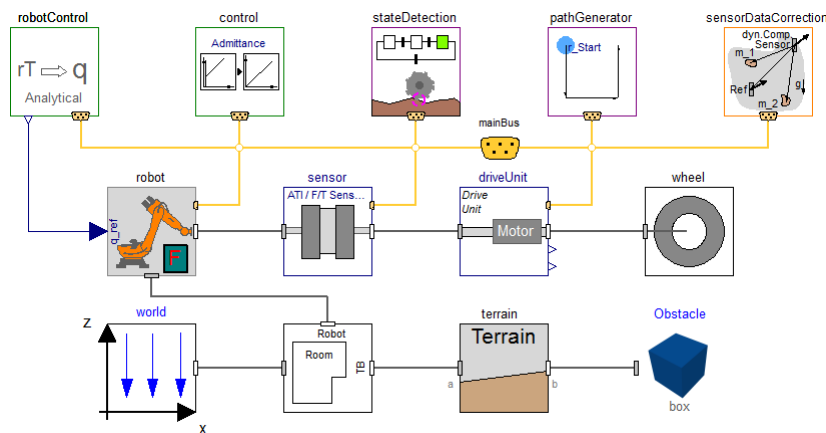


ABBILDUNG 8.1: Implementierung der Simulation des robotischen Einzelradprüfstands in der Simulationsumgebung Modelica/Dymola

8.1 Simulationsszenario

Als Referenzszenarios für die Simulation, wurden Testvorgänge mit festem Schlupf und festen Widerstandskräften gewählt. Der Roboter kann daher in x , y und z Richtung entweder kraftgeregelt oder positionsgesteuert werden. Die Orientierung wurde festgesetzt.

Zur Untersuchung des Einflusses der Bodengeometrie wird ein ebener und ein welliger Boden mit einer Amplitude von 40 mm und einer Wellenlänge von 400 mm gewählt. Als sprunghafte Störgröße wurde ein als Quader angenähertes Hindernis eingesetzt. Der Quader ist um 15° geneigt und ragt maximal 100 mm aus dem Boden.

Die zur Simulation gewählten Bodentypen wurden aus bereits charakterisierten Böden gewählt. Es wurde *Lavasand* und das DLR Mars-Boden-Simulant *MSS-D* als harte, *Quarzsand* als mittlere und feiner *Kalksand* als weiche Proben gewählt. Eine Übersicht über die Bodenparameter ist in Tabelle 1.2 gegeben. Es wird ein Rad, das in Radius und Breite einem Rad des EXOMARS Rovers entspricht, genutzt. Die Grouser Höhe wurde zur Verstärkung der eingebrachten Störgrößen auf 20 mm erhöht.

8.2 Prozesssteuerung

Alle Steuerungselemente können nur auf auch in der Realität verfügbare Informationen zugreifen. Alle Mess- und Steuerungsinformationen werden durch das Bussystem *mainBus* zusammengefasst. Dieses Bussystem besteht aus mehreren funktionsbezogenen Subbussen (siehe Abbildung 8.2).

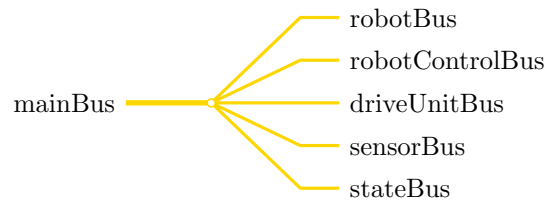


ABBILDUNG 8.2: Aufbau des Bussystems

Die modellierte Ablaufsteuerung ist in zwei Elemente unterteilt. Zur Identifizierung des aktuellen Systemzustands und der Ermittlung der daraus folgenden notwendigen Aktionen ist im Element *stateDetection* der Zustandsautomat implementiert. Der aktive Zustand wird durch den Subbus *stateBus* an alle anderen Komponenten kommuniziert. Alle Hauptfunktionen des Prüfstands können durch Setzen der entsprechenden Flags im *stateBus* gesteuert werden (siehe Tabelle 8.1).

TABELLE 8.1: Erläuterung der einzelnen Zustände im *stateBus*

state	Beschreibung
<i>soilContact</i>	Mindest-Kraft erreicht
<i>steadySoilContact</i>	Soll-Kraft erreicht
<i>forceControl</i> [6]	Schalter für die jeweiligen Kraft- bzw. Momenten Regelung
<i>wheel</i>	Schalter zum Ein- und Ausschalten der Antriebseinheit.
<i>forcedMovement</i>	Schalter zur Steuerung der überlagerter Bewegungen
<i>lowerRobot</i>	Absetzen des Rades (<i>riseRobot</i> ist dominant)
<i>riseRobot</i>	Anheben des Rades, überschreibt <i>lowerRobot</i>

Das zweite zur Steuerung notwendige Element ist ein Soll-Größengenerator *pathGenerator*. Dieser liefert auf Grundlage der im *stateBus* gesetzten Flags und dem definierten

Testmodus entsprechende Soll-Werte für die Kraft- bzw. Positionsregelung sowie für die Soll-Drehzahl für die Antriebseinheit.

8.3 Roboter und Robotersteuerung

Die Robotersteuerung (*robotControl*) und das Roboter Modell (*robot*) basieren auf Komponenten der DLR ROBOTS LIBRARY (Anhang C.1) und der DLR ROBOT DYNAMICS LIBRARY (Anhang C.2). Die verwendeten Invers Kinematiken konnten der DLR ROBOTS LIBRARY entnommen werden. Die zur Implementierung der Robotermodelle notwendigen Dynamik und Regelungsmodelle entstammen der DLR ROBOT DYNAMICS LIBRARY. Zur Visualisierung des Roboters wird die DLR VISUALIZATION LIBRARY (Anhang C.3) verwendet. Im Subbus *robotControlBus* wird von der Ablaufsteuerung die Referenzpose sowie Regelungselement das Offset gesetzt. Die Robotersteuerung setzt dies in Soll-Gelenkwinkel um. Das Roboterelement stellt die aktuelle Pose im Subbus *robotBus* anderen Element zur Verfügung.

Der Eingangsfilter (Abbildung 8.3) wurde aus Elementen der MODELICA LINEAR SYSTEM 2 LIBRARY (Anhang C.5) aufgebaut und kann wie in der beschriebene Modellierung zugeschaltet werden.

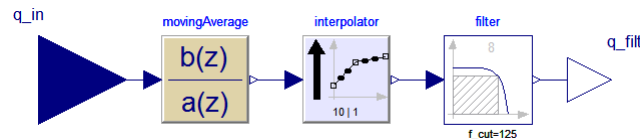


ABBILDUNG 8.3: In Modelica/Dymola implementierter Eingangsfilter bestehend aus Moving Average Filter Interpolator und Tiefpassfilter

8.4 Kraft Momenten Sensor

Zur Implementierung des Sensors wird der CUT-FORCE-TORQUE-Sensor aus der Modelica Standard Mehrkörper Bibliothek in Kombination mit Elementen der MODELICA LINEAR SYSTEM 2 LIBRARY verwendet. Die ideal gewonnenen Messsignale werden durch einen A/D-Wandler diskretisiert und anschließend mit weißem Rauschen entsprechend der SNR belegt. Limits, digitale Auflösung und SNR entsprechen den vom Hersteller angegebenen Werten. Vom Sensorblock werden die diskretisierten und verrauschten Werte im Subbus *sensorBus* bereitgestellt.

Die Sensordaten Korrektur wurde im Element *sensorDataCorrection* implementiert. Alle benötigten Positionen werden von anderen Elementen im Bussystem bereitgestellt. Die verwendeten Geschwindigkeiten und Beschleunigungen werden durch differenzieren ermittelt.

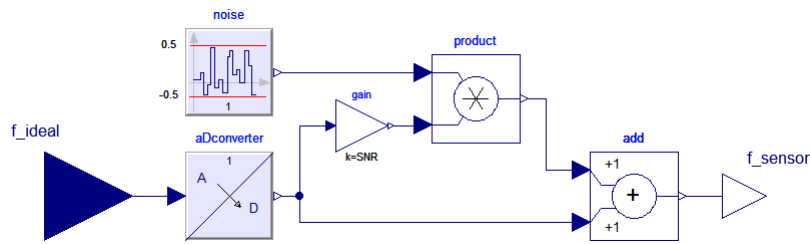


ABBILDUNG 8.4: In Modelica/Dymola implementierte Sensordaten Diskretisierung

8.5 Rad-Boden Kontakt

Zur Simulation des Bodenkontaktes wird die CONTACT DYNAMICS LIBRARY genutzt (Anhang C.6). Diese Bibliothek stellt sowohl den Bodenkontakt selbst als auch alle für das Mehrkörpersystem nötigen Elemente des Rades zur Verfügung. Aus dieser Bibliothek wurde das in dieser Arbeit entwickelte Rad-Boden Modell BCM verwendet.

8.6 Kraftregler

Der Kraftregler ist als Admittanz Regelung mit einem PID-Regler zur Generierung der Referenzgeschwindigkeit implementiert. Das genutzte Regler Modell der MODELICA LINEAR SYSTEMS 2 LIBRARY Bibliothek ist konfigurierbar und repräsentiert wahlweise einen P, PI, PD oder PID Regler. Für jede Achse im TCP-System ist ein unabhängiger, wahlweise diskreter Regler implementiert (Abbildung 8.5). Die Kraftregelung einer Achse ist nur aktiv, wenn das entsprechende Flag in *forceControl* im Subbus gesetzt ist. Die berechneten Offsets werden im Subbus *robotControlBus* an die Robotersteuerung übertragen.

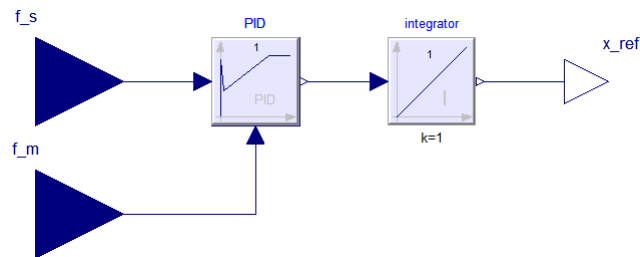


ABBILDUNG 8.5: Implementierung einer Reglerachse

9 Validierung

9.1 Validierung der Ergebnisse durch Simulation

Zur Untersuchung der Kompensation von Störgrößen wird das Systemverhalten in unterschiedlichen Szenarien simuliert. Dabei wird der Einfluss des Reglertyps untersucht. Hierfür müssen zunächst geeignete Regelparameter bestimmt werden.

9.1.1 Parameteroptimierung

Um stabile und performante Parametersets für verschiedene Rad-Boden Kombinationen zu bestimmen wurde ein Optimierungsverfahren angewendet. Als Optimierer wurde die im DLR entwickelte in Dymola implementierte OPTIMIZATION LIBRARY (Anhang C.4) verwendet. Diese Bibliothek stellt dem Benutzer eine Reihe von Optimierungsverfahren zur Verfügung [Pfe12]. In diesem Kontext wurde der *Pattern Search* Algorithmus zur Ermittlung lokaler Minima verwendet. Da dieses Optimierungsverfahren rein auf der Auswertung der Kriterien basiert, benötigt es keine Informationen über Gradienten oder höhere Ableitungen [Pfe13]. Die Beschränkung auf lokale Minima ist im Rahmen dieser Arbeit akzeptabel, da zunächst nur die Machbarkeit gezeigt werden muss.

Ziel der Optimierung ist es, ein Parameterset für die eingesetzten Regler zu ermitteln, das eine minimale Gesamtabweichung in der Kontaktkraft in x , y und z aufweist. Als Kriterien werden die integrierten Abweichungen (C_x , C_y , C_z) der Kontaktkräfte im TCP-System gewählt (Gl. 9.1). Die Optimierung wird auf einem ebenen Boden mit den Soll-Werten $F_x = -10\text{ N}$, $F_y = 0\text{ N}$ und $F_z = 200\text{ N}$ durchgeführt.

$$C_x = \int \|F_{m,x} - F_{d,x}\| dt, \quad C_y, \quad C_z \text{ analog} \quad (9.1)$$

Als Regler für die x und y -Richtung wird ein PI Regler genutzt (Gl. 9.2). Zur vollen Kompensation von Kräften während der Beschleunigung des Rades wäre ein zusätzlicher integrierender Anteil notwendig. Durch die zusätzliche Phasenverschiebung von 90° würde das Gesamtsystem jedoch träger reagieren. In z -Richtung wird zunächst ein P-Regler (Gl. 9.3) und später ein PI Regler (Gl. 9.2) eingesetzt. Ein P-Regler bietet die beste Performanz auf ebenem Boden, auf unebenem Boden ist es jedoch ohne den Einsatz eines PI-Reglers

nicht möglich die Aufstandskraft konstant zu halten.

$$G_{PI}(s) = K \left(1 + \frac{1}{T_i s} \right) \quad (9.2)$$

$$G_P(s) = K \quad (9.3)$$

9.1.2 Simulationsergebnisse

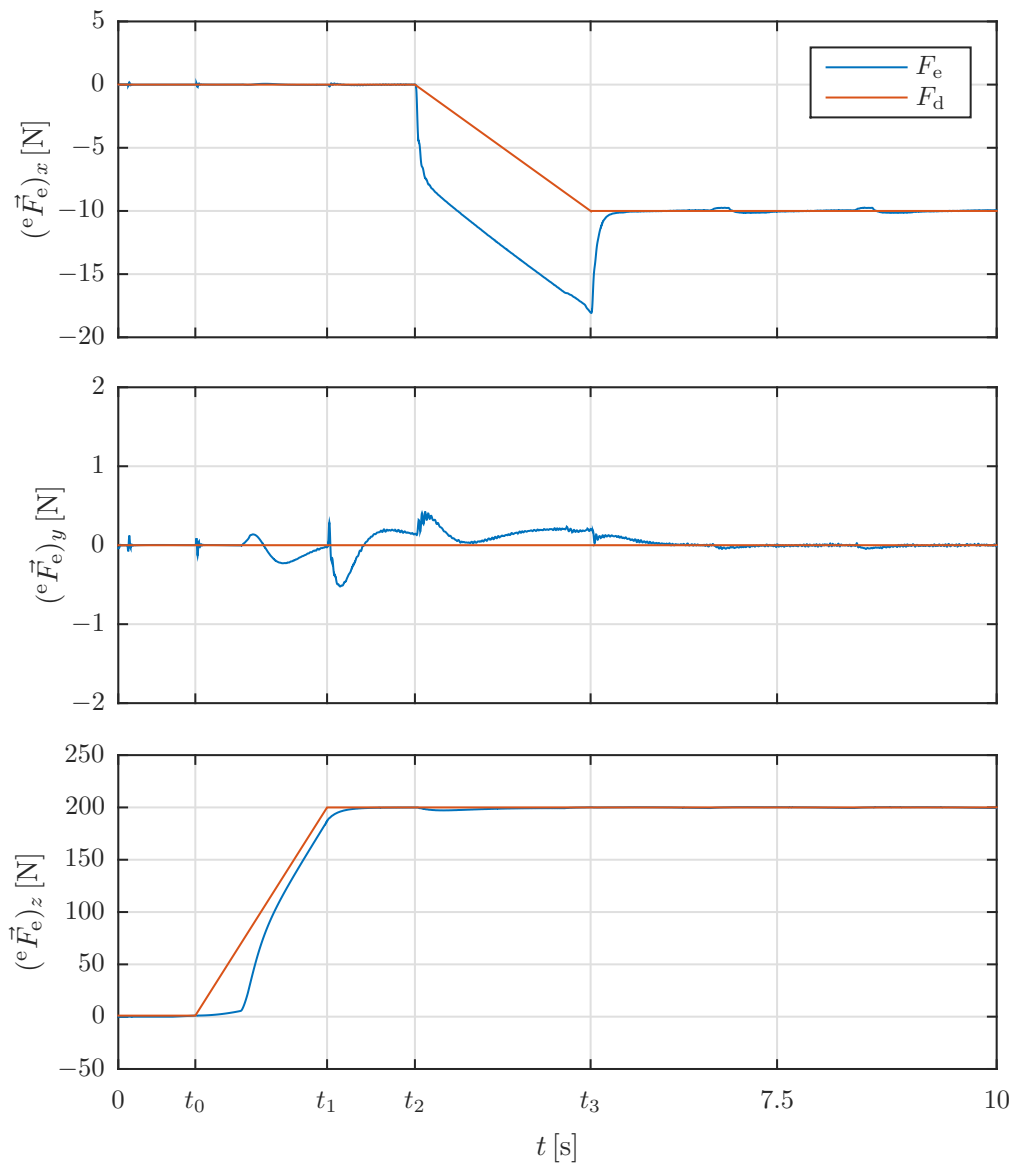


ABBILDUNG 9.1: Regelkräfte im Radflansch: Simulierter Test auf MSS-D über eine Ebene Fläche mit $v_w = 40$ mm/s

In Abbildung 9.1 ist der Verlauf der Kräfte im TCP System auf einem ebenen Boden aufgetragen. Es wurde die Kombination aus PI Reglern für x und y sowie einem P Regler in z Richtung eingesetzt. Bis zum Punkt t_0 wird der Roboter positionsgesteuert abge-

setzt. Zum Zeitpunkt t_0 wird der Bodenkontakt erkannt und auf kraftgeregeltes Absetzen umgeschaltet. Ab t_2 beschleunigt die Antriebseinheit auf die Soll-Geschwindigkeit ω_d entsprechend der nominalen Transversalgeschwindigkeit $v_w = 40 \text{ mm/s}$. Ab dem Zeitpunkt t_3 stellt sich ein quasi stationärer Zustand ein. Einzig die durch die Grouser eingebrachten Kraftänderungen können als Störgröße identifiziert werden. Die vorgegebene Aufstandskraft von 200 N wird ohne Überspringen gehalten. In horizontaler Richtung wird die Soll-Schleppkraft von 10 N nur während der Beschleunigungsphase verletzt. Zur Kompensation der Abweichung in x während der Beschleunigungsphase des Rades wäre wie in Kapitel 7 erläutert ein zusätzlicher, integrierender Anteil erforderlich.

Aufgrund der geringen Störeinflüsse in diesem Testaufbau wurde ein weiteres Testszenario mit stärkeren Störungen simuliert. Zum einen wurde ein welliger Boden verwendet um den Einfluss kontinuierlicher Abweichungen zu untersuchen, zum anderen wurde eine sprunghafte Änderung in Form eines Quaders in der Fahrstrecke platziert. Der Quader wurde an der in 7.3.2 ermittelten kritischen Stelle vor der Roboter Basis positioniert (Siehe Abbildung 9.2).

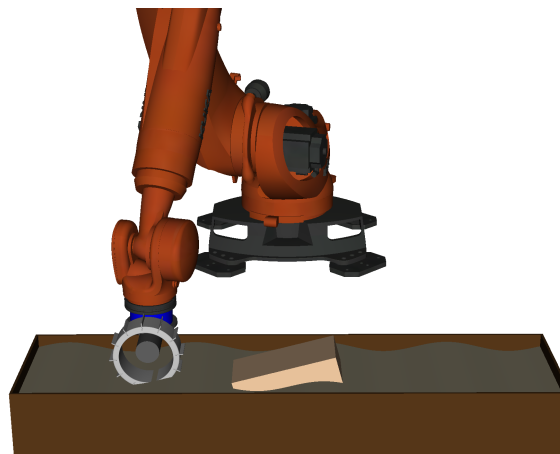


ABBILDUNG 9.2: Simulationsaufbau: Sinusförmiger Boden mit einem zusätzlichem Hindernis an der kritischer Position ($x = 0 \text{ mm}$)

Der Absetzvorgang bei dieser Simulation entspricht dem bereits Erläuterten. In Abbildung 9.3 ist die vertikale Kontaktkraft und die Position des TCPs bezogen auf die Bodenhöhe über die Zeit aufgetragen. Im Zeitpunkt t_3 kommt es zum ersten Kontakt zwischen Hindernis und Rad, ab dem Zeitpunkt t_4 beginnt das Rad in Fahrtrichtung abzurutschen, ab t_5 besteht kein Kontakt zwischen Rad und Boden. Bei t_6 ist der Abrutsch-Vorgang abgeschlossen. Trotz starker Störgrößen und der daraus entstehenden hohen Abweichung von mehr als 100 N kehrt das System schnell zu einem stabilen Zustand zurück. Das stärkere Rauschen zu den Zeitpunkten t_3 , t_4 und t_6 wird durch Unstetigkeiten in der Erkennung der lokalen Bodenebene ausgelöst. Es ist jedoch deutlich, dass es ohne I-Anteil in z -Richtung nicht möglich ist bei unebenem Bodenprofil die Kontaktkraft ohne Abweichung zu hal-

ten. Daher wurde eine Simulation mit gleichem Aufbau jedoch mit einem PI-Regler in z -Richtung durchgeführt. Durch den zusätzlichen I-Anteil ist das System fähig, die eingestellte Soll-Kraft vor allem im Bereich zwischen t_3 und t_4 besser zu halten. Allerdings kommt es beim Einsatz eines PI-Reglers zu deutlichem Überschwingen bei plötzlichen Änderungen der Soll-Kraft oder des Bodens.

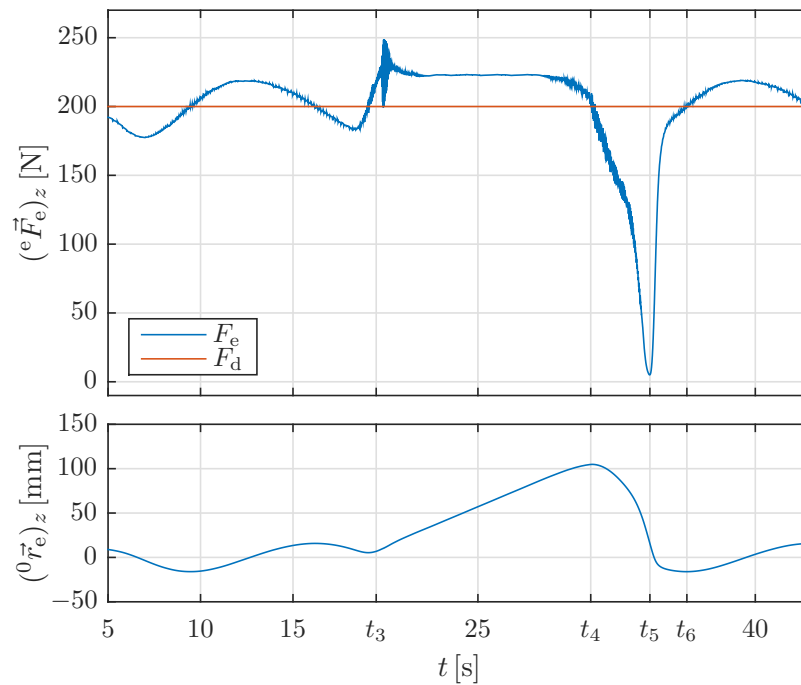


ABBILDUNG 9.3: Regelkraft und Position in z Richtung: Simulierter Test auf MSS-D über eine sinusförmige Fläche mit Hindernis, z -Achse P-Regler

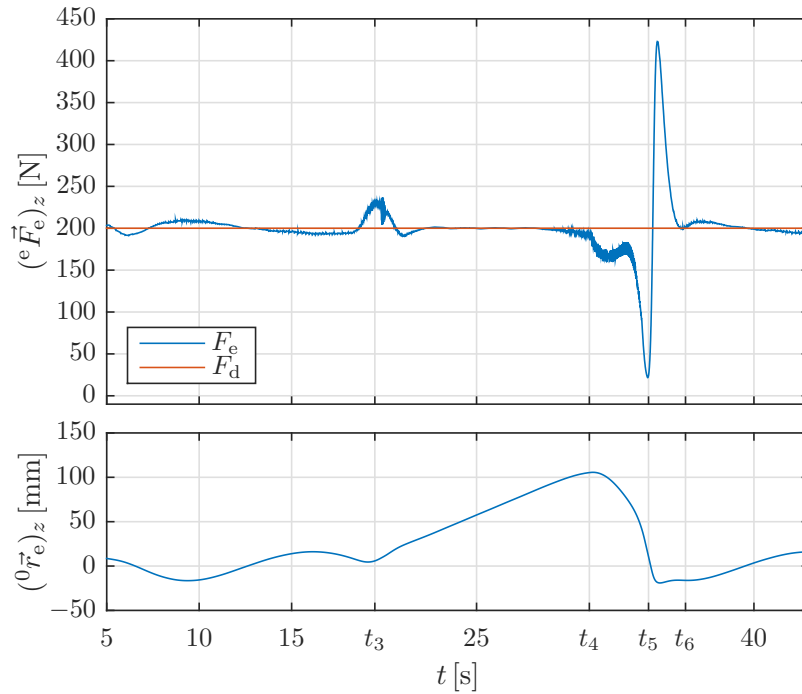


ABBILDUNG 9.4: Regelkraft und Position in z Richtung: Simulierter Test auf MSS-D über eine sinusförmige Fläche mit Hindernis, z -Achse PI-Regler

9.2 Validierung der Ergebnisse in einem Praxisversuch

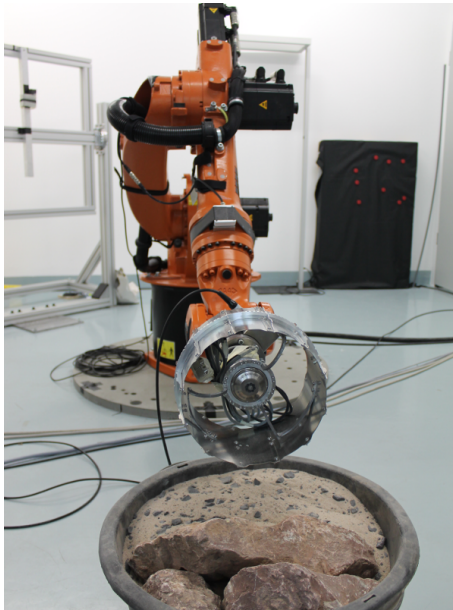
Der Einfluss der Regelfrequenz wurde in einem Praxisversuch betrachtet. Der Test wurde an einem vorhandenem KUKA KR 16 durchgeführt. Da dieser Roboter jedoch nicht über den entsprechenden Staubschutz verfügt, musste der Testablauf auf einen reinen Absetzvorgang beschränkt werden.

9.2.1 Verwendete Hardware

Der KUKA KR 16 wird mit einer modifizierten KUKA KRC2 Steuerung betrieben. Das verwendete Steuerungsinterface wurde im Rahmen andere Projekte entwickelt und ermöglicht die Vorgabe neuer Gelenkwinkel in einem Takt von 0.5 ms. Die Kontaktkräfte werden mit dem Sensor ATI-FTS-THETA SI-660-60 der Firma ATI INDUSTRIAL AUTOMATION gemessen. Zur Sensordatenkorrektur wird der in [Ott14] vorgestellte Algorithmus verwendet. Als Rad-Boden Kombination wurde *MSS-D* und ein LRU Rad gewählt.

9.2.2 Versuchsdurchführung

Die Kraftregelung ist wie in der Simulation als Admittanzregelung implementiert. Als innerer Regler wurde ein Proportionalregler eingesetzt. Die Verstärkung wurde konservativ eingestellt um sowohl im Kontakt mit dem Stein als auch im Sand ausreichend Stabilität



(a) Absetzen auf Sand



(b) Absetzen auf einem Stein

ABBILDUNG 9.5: Versuchsaufbau des Praxisversuchs

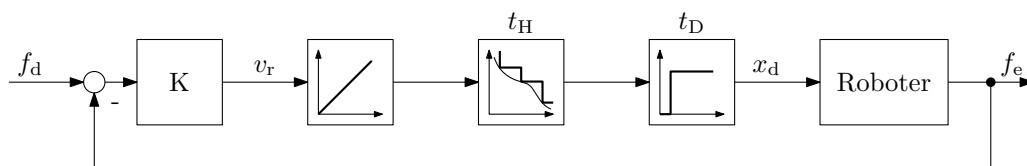


ABBILDUNG 9.6: Reglerstruktur im Praxisversuch, Reduktion der Regelfrequenz durch ein Abtast-Halte-Glied sowie eine Totzeit

sicherzustellen. Zur Reduktion der Regelfrequenz wurde ein zusätzliches Abtasthalte-Glied sowie eine Totzeit eingeführt (Abbildung 9.6). Die Haltezeit t_H , sowie die Totzeit t_D wurden im Versuch schrittweise von 0.5 ms auf 4 ms angehoben. Zusätzlich wurde ein äquivalenter Versuchsaufbau simuliert. Um jeden Versuchsdurchlauf auf Boden ohne nennenswerte Vorkompression durchzuführen, wurde der Boden vor jedem Durchlauf aufbereitet. Es wurde eine Soll-Aufstandskraft von 50 N gewählt.

9.2.3 Ergebnisse

Die Ergebnisse (Abbildung 9.7) zeigen keinen starken Einfluss der Verzögerung auf die Regelung. Unterschiede im Boden übersteigen die Einflüsse der Regelungsfrequenz deutlich. Im Verlauf der Kräfte lassen sich keine der Regelungsfrequenz zuzuordnenden Trends erkennen. Die Stufen im Verlauf sind durch Aufbrechen und Abrutschen im Boden zu erklären. Auch im Absetzvorgang auf einem Stein ist kein nennenswerter Unterschied zwischen einer Soll-Wert Vorgabe von 0.5 ms und 4 ms erkennbar. Der Vergleich zwischen Simulation und Praxisversuch zeigt eine gute Konsistenz.

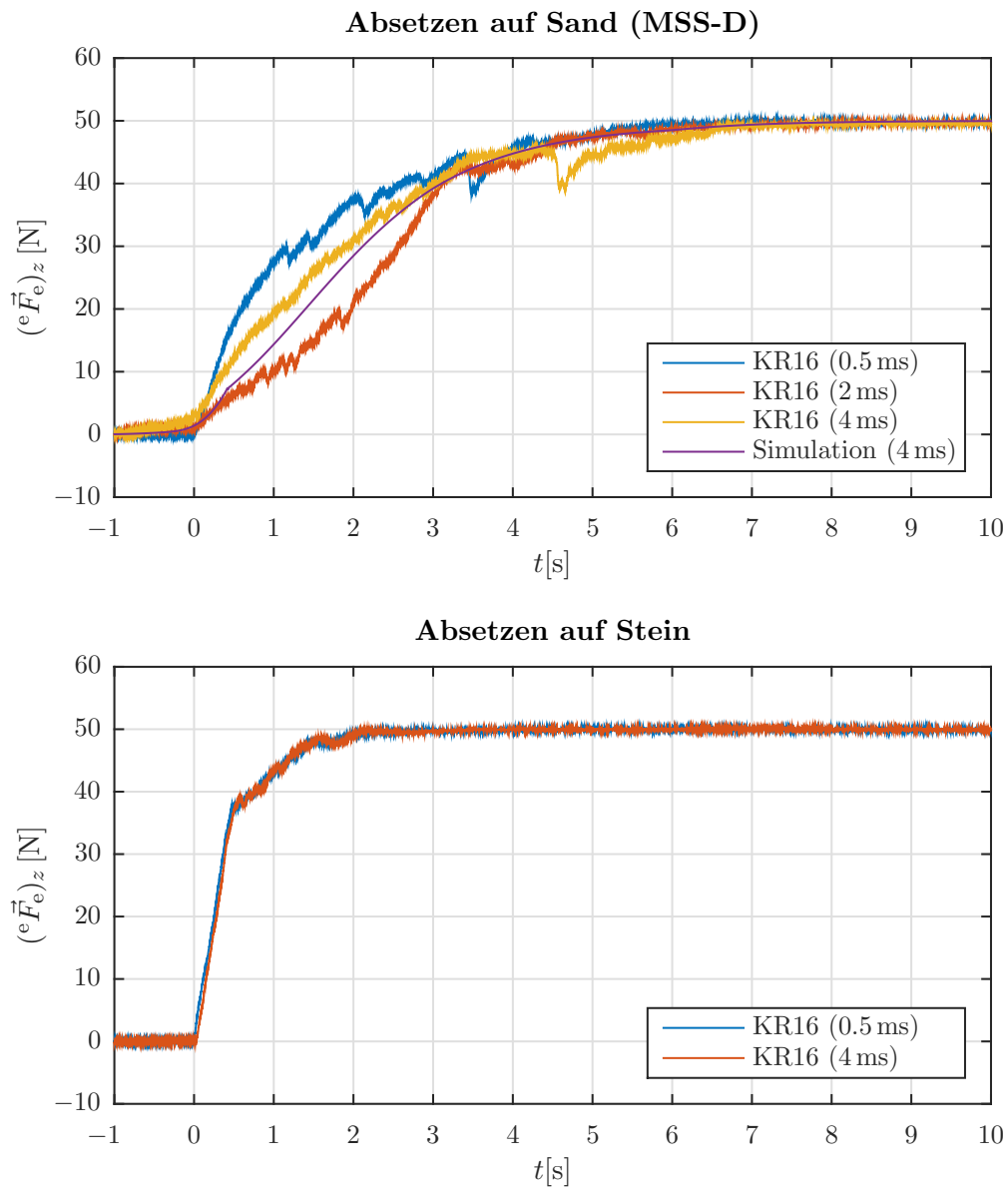


ABBILDUNG 9.7: Ergebnisse des Praxisversuchs: Absetzen auf Sand und Stein, bei Variation der Verzögerung

10 Zusammenfassung und Ausblick

Zusammenfassung

In dieser Arbeit sollte die Machbarkeit eines robotischen Einzelradprüfstands gezeigt werden. Ziel war es, die Hardware sowie Aspekte der Kraftregelung zu untersuchen und jeweils die Machbarkeit begründet darzulegen. Die Anforderungen an den Prüfstand wurden aus den Fähigkeiten herkömmlicher Prüfstände, gewünschten Erweiterungen sowie äußeren Rahmenbedingungen ermittelt. Zunächst wurde die zur Umsetzung eines solchen Prüfstandes notwendige Hardware ermittelt. Zur Analyse des Gesamtsystems wurde ein mathematisches Prüfstandmodell entwickelt und in der Simulationssoftware Modelica/Dymola implementiert.

Ergebnis der Hardware Auswahl sind der Roboter KUKA *KR210 R3100 ultra* mit einer KUKA *KRC-4* Steuerung sowie der Kraft Momenten Sensor *Omega-160 SI-2500-400* der Firma ATI INDUSTRIAL AUTOMATION.

Für die Abbildung des Rad-Boden Kontaktes wurde ein auf Konzepten der Terra-mechanik basierendes Rad-Boden Modell entwickelt. Dieses berechnet aus der relativen Position eines Rades bezüglich einer lokalen Bodenebene die aus der Durchdringung des Bodens resultierenden Reaktionskräfte. Diese werden durch eine numerischen Integration über die auf der Kontaktfläche entstehenden Normal- und Schubspannungen bestimmt. Zusätzlich werden durch Grouser entstehende Kräfte und Momente berücksichtigt. Zum Einsatz dieses Modells auf einer durch 3-D Objekte modellierten Oberfläche wurde ein Algorithmus zur Bestimmung einer lokalen Bodenebene entwickelt.

Zur Umsetzung der Kraftregelung kann entweder das von KUKA für die *KRC-4* angebotene Kraftregelungsmodul KUKA.FORCETORQUECONTROL eingesetzt werden oder alternativ eine dem Einsatzfall angepasste Kraftregelung entwickelt und implementiert werden. Diese kann entweder auf der Kommunikationsschnittstelle *RSI* oder auf einem direkten Eingriff in die Steuerung basieren. Da die Eigenschaften des proprietären Systems KUKA.FORCETORQUECONTROL nicht öffentlich zugänglich sind, konnte diese Variante nicht modelliert werden. In der Machbarkeitsanalyse werden daher nur die übrigen Varianten betrachtet. Zunächst wurde ein stark vereinfachtes Modell des Roboter-Rad-Boden Systems aufgestellt und auf dieser Basis ein Regler ausgelegt. Anschließend konnte durch

Linearisierung des modellierten Prüfstands die Stabilität der Regelung für beide Kommunikationsvarianten nachgewiesen werden. Abschließend wurde durch Optimierung ein Parameterset ermittelt mit dem der simulierte Prüfstand mit guter Performanz Einzelradtests ausführen kann.

In einem Praxisversuch konnte gezeigt werden, dass bei einer durch die Kommunikationsschnittelle eingebrachten Verzögerung ein stabiler Absetzvorgang durchgeführt werden kann. Die durch die Verzögerung in das System eingebrachte Veränderung ist im Vergleich zu der durch Unregelmäßigkeiten im Boden eingebrachten Varianz vernachlässigbar.

Zusammenfassend wird auf der Basis der Ergebnisse dieser Arbeit eine erfolgreiche Umsetzung des Prüfstands als realistisch bewertet. Alle Funktionen des herkömmlichen Prüfstands stehen bei Umsetzung des robotischen Einzelradprüfstands unmittelbar zur Verfügung. Zusätzlich ist durch die Erhöhung der Freiheitsgrade und der Automatisierung eine Erweiterung der Testabläufe möglich.

Ausblick

Aufbauend auf dieser Arbeit sollten für die Umsetzung des Prüfstands der Einsatz adaptiver Regelungsmethoden in Betracht gezogen werden. Es ist derzeit notwendig für jeden Bodentyp ein individuelles Parameterset zu identifizieren und einzustellen. Durch Einsatz eines Bodenschätzers in Verbindung mit einem entsprechenden Algorithmus zur Modifikation der Reglerparameter kann dieses Problem gelöst werden.

Zur Umsetzung vollständig automatisierter Testreihen muss ein Prozess zur automatisierten Bodenaufbereitung entwickelt werden. Dieser kann entweder ähnlich wie die Testprozeduren auf einer kraftgeregelten oder auf einer rein positionsgesteuerten Trajektorie basieren.

Das in dieser Arbeit entwickelte Rad-Boden Modell BCM muss für den Einsatz in anderen Kontexten auf Eignung untersucht werden. Für die Modellierung von Rädern, die nicht als Hohlzylinder aufgebaut sind, müssen die Radflanken mit in die Berechnung der Reaktionskraft einbezogen werden. Für die eingeführten freien Parameter existieren zum Zeitpunkt dieser Arbeit keine verlässlichen Einstellregeln. Diese Parameter sollten so weit wie möglich auf physikalische Eigenschaften des Bodens zurückgeführt werden.

A Nomenklatur

Transformation vom (a) ins (b) System:

$${}^b\mathbf{T}_a = {}^a\mathbf{T}_b^T = \begin{pmatrix} {}^b\mathbf{S}_a & {}^b\vec{r}_{ab} \\ 0 & 1 \end{pmatrix}$$

Rotation vom (a) ins (b) System:

$${}^b\mathbf{S}_a = {}^a\mathbf{S}_b^T$$

Vektor von Punkt-(a) nach Punkt-(b) dargestellt im (c)-System:

$${}^c\vec{r}_{ab}$$

Geschwindigkeit von Punkt-(a) dargestellt im (c)-System:

$${}^c\vec{v}_a$$

Winkelgeschwindigkeit von Punkt-(a) dargestellt im (c)-System:

$${}^c\vec{\omega}_a$$

Kraft am Punkt-(a) dargestellt im (c)-System:

$${}^c\vec{F}_a$$

Moment am Punkt-(a) dargestellt im (c)-System:

$${}^c\vec{M}_a$$

x , y bzw. z Komponente des Vektors \vec{a} :

$$(\vec{a})_x, (\vec{a})_y, (\vec{a})_z$$

Skalarprodukt der Vektoren \vec{a} und \vec{b} :

$$\vec{a}\vec{b}$$

Kreuzprodukt der Vektoren \vec{a} und \vec{b} :

$$\vec{a} \times \vec{b}$$

Normierung des Vektors \vec{a} :

$$\text{norm}(\vec{a}) = \frac{\vec{a}}{\|\vec{a}\|} = \frac{\vec{a}}{\sqrt{(\vec{a})_1^2 + \dots + (\vec{a})_n^2}}$$

Real und Komplexer Teil eines Komplexen Wertes $a + i b$:

$$a = \Re(a + i b)$$

$$b = \Im(a + i b)$$

B Listings

LISTING B.1: Suchalgorithmus zur ermittlung der Maximalen Versträrkung

```

1 function [ k ,r ] = findMaxK( G , threshold, k_start)
2     k = k_start;
3     f = 1.01;
4     lamda = 0.05;
5     R = max( real( rlocus( G, [k, k*f] )));
6     n = 1;
7     while threshold < abs(R(1)) && n < 1000
8         n = n + 1;
9         m = - k * ( f-1 ) / ( R(2)-R(1) ) ;
10        k = abs( k + lamda * m * R(1) );
11        R = max( real( rlocus( G, [k, k*f] )));
12    end
13    r= R(1);
14 end

```


C Modelica/Dymola

Modelica ist eine Objektorientierte Sprache zur Beschreibung physikalischer Systeme. Ein in Modelica implementiertes Modell wird durch eine *Translator* in ein mathematisches Modell bestehend aus differential und diskreten Gleichungen. diese wird durch einen Lösungsalgorithmus gelöst. In Modelica können Systeme verschiedener Domänen, wie unter Anderem Mechanik, Elektrotechnik, Hydraulik, Thermodynamik sowie Regelungstechnik und Prozesstechnik, miteinander verknüpft werden.

Entwicklungsumgebungen werden von verschiedenen Herstellern angeboten. Die bekanntesten Umgebungen sind Dymola, SimulationX und Wolfram SystemModeler. In dieser Arbeit wurde die graphische Entwicklungsumgebung Dymola genutzt.

Zur Erweiterung der Modelica Standard Bibliothek wird von unterschiedlichen Institutionen zusätzliche spezialisierte Bibliotheken entwickelt und angeboten.

C.1 DLR Robots Library

Die DLR ROBOTS LIBRARY ist eine interne im DLR verwendete Bibliothek. Sie stellt Modelle zur Bahnplanung, Inverse Kinematik, Starrkörper Modell sowie eine Schnittstelle zur DLR VISUALIZATION LIBRARY zur Visualisierung des Roboters zur Verfügung. Regelung und Dynamik von Antriebssträngen wird im Kontext dieser Biblothek außer acht gelassen.

C.2 DLR Robot Dynamics Library

Die DLR ROBOT DYNAMICS LIBRARY ist eine Ergänzung zur DLR ROBOTS LIBRARY und Modelliert die Regelung und Dynamik von Antriebssträngen. Die DLR ROBOTS DYNAMICS LIBRARY ist eine interne Bibliothek.

C.3 DLR Visualization Library

Die DLR VISUALIZATION LIBRARY ist eine kommerzielle am DLR entwickelte Bibliothek zur Visualisierung von Simulationen. Sie wurde entwickelt um mechanische, elektrische Vorgänge als On- oder Offline Animation wiederzugeben. [Bau10]

C.4 Optimization Library

Die OPTIMIZATION LIBRARY ist eine im DLR entwickelte in Dymola implementierte Bibliothek zur einfachen Umsetzung von Optimierungen mit mehreren Kriterien und Parametern. Die Bibliothek bietet verschiedene Optimierungsalgorithmen und die Möglichkeit zur Parallelisierung. [Pfe13]

C.5 Modelica LinearSystems2

Die MODELICA LINEARSYSTEMS2 Bibliothek ist eine vom DLR entwickelte OpenSource Bibliothek zur Modellierung von linearen, zeit invarianten Differentialsystemen. In dieser Bibliothek werden für viele typische lineare Systeme wie zum Beispiel PID-Regler oder Filter vorgefertigte Modelle bereitgestellt. Diese können als kontinuierliche oder diskrete Elemente verwendet werden. [Ope15]

C.6 Contacts Dynamics Library

Das in dieser Arbeit implementierte Rad-Boden Kontaktmodell (BCM) wurde als ein Teil in die neu aufgesetzte CONTACT DYNAMICS LIBRARY (CDL) aufgenommen. Ziel dieser Bibliothek ist es alle derzeit eingesetzten Kontaktmodelle zusammenzufassen und in ein gemeinsames Framework einzubinden und damit für eine Verifizierung vorzubereiten.

In die Contact Dynamics Library aufgenommene Kontaktmodelle sind neben dem BCM und SCM und ein auf Federkontakten basierendes Radmodell zur Simulation von harten Kontakten, genannt *Sitction*. Für den Nutzer der CDL ist es möglich, für jedes durch die CDL abgebildete Rad unterschiedliche Kontaktmodelle einzusetzen.

Hauptkomponenten der CDL sind die Blöcke *Wheel* und *Terrain*. Der *Wheel*-Block beinhaltet alle für die Simulation eines Rades notwendigen Elemente. Das Kontaktmodell kann für jeden genutzten *Wheel*-Block unabhängig voneinander gewählt werden. Weitere Komponenten sind die visuelle Darstellung des Rades und eine Bereitstellung aller für eine Mehrkörpersimulation notwendigen Informationen (Masse, Massenträgheit). Das eingesetzte Rad wird durch die Angabe von Parametern wie Radius und Gewicht sowie die Hinterlegung einer entsprechenden CAD Datei beschrieben. Der *Terrain*-Block muss einmal auf der obersten Ebene des Modells vorhanden sein. Dieser Block stellt allen genutzten *Wheel*-Blöcken entsprechende Bodenparameter zu Verfügung. Werden Kontaktmodelle wie SCM verwendet, die eine speziellere Beschreibung des Bodens benötigen, stellt dieser Block sie zur Verfügung.

Literatur

- [AB06] Dirk Abel und Alexander Bollig. *Rapid Control Prototyping*. Bd. 52. 2006, S. 75–80. URL: <http://www.oldenbourg-link.com/doi/abs/10.1524/auto.52.2.75.25910>.
- [Abe12] D Abel. *Umdruck zur Vorlesung Regelungstechnik und Ergänzungen (Höhrere Regelungstechnik)*. 33. Aufl. Aachen: Verlagshaus Mainz, 2012.
- [Apf+11] Maximilian Apfelbeck u. a. „A systematic approach to reliably characterize soils based on Bevameter testing“. In: *Journal of Terramechanics* 48 (2011), S. 360–371.
- [Arv+06] Raymond E. Arvidson u. a. „Overview of the Spirit Mars Exploration Rover Mission to Gusev Crater: Landing site to Backstay Rock in the Columbia Hills“. In: *Journal of Geophysical Research E: Planets* 111 (2006), S. 1–22.
- [BLB05a] Robert Bauer, Winnie Leung und Tim Barfoot. „Development of a dynamic simulation tool for the exomars rover“. In: *i-SAIRAS* (2005). URL: http://citeseerx.ist.psu.edu/viewdoc/download?doi=10.1.1.115.9954\&rep=rep1\&type=pdf\&utm_source=twitterfeed\&utm_medium=twitter.
- [BLB05b] Robert Bauer, Winnie Leung und Tim Barfoot. „Experimental and simulation results of wheel-soil interaction for planetary rovers“. In: *Intelligent Robots and Systems, ...* (2005), S. 1427–1432. URL: http://ieeexplore.ieee.org/xpls/abs_all.jsp?arnumber=1545179.
- [BLP12] Pascal Bigras, Michel Lambert und Claude Perron. „Robust force controller for industrial robots: Optimal design and real-time implementation on a KUKA robot“. In: *IEEE Transactions on Control Systems Technology* 20.2 (2012), S. 473–479.
- [BOH11] Tobias Bellmann, Martin Otter und Gerd Hirzinger. „The DLR robot motion simulator Part II: Optimization based path-planning“. In: *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation* 2.1 (2011), S. 4702–4709.
- [Din+11] Liang Ding u. a. „Planetary rovers’ wheel-soil interaction mechanics: New challenges and applications for wheeled mobile robots“. In: *Intelligent Service Robotics* 4 (2011), S. 17–38.

- [DR08] W. Dahmen und A. Reusken. *Numerik für Ingenieure und Naturwissenschaftler*. 2. Aufl. Berlin: Springer-lehrbuch, 2008. URL: <http://link.springer.com/10.1007/978-3-540-76493-9>.
- [ES87] S. Eppinger und W. Seering. „Understanding bandwidth limitations in robot force control“. In: *Proceedings. 1987 IEEE International Conference on Robotics and Automation 4* (1987), S. 904–909.
- [HBS14] Matthias Hellerer, Tobias Bellmann und Florian Schlegel. „The DLR Visualization Library Recent development and applications“. In: *Proceedings of the 10th International Modelica Conference - Lund, Sweden - Mar 10-12, 2014* (2014), S. 899–911.
- [IST11] Karl Iagnemma, Carmine Senatore und Brian Trease. „Terramechanics modeling of Mars surface exploration rovers for simulation and parameter estimation“. In: *Proceedings of the IDETC/CIE 2011 ASME International Design Engineering Technical Conferences & Computers and Information in Engineering Conference* (2011), S. 1–8. URL: <http://web.mit.edu/mobility/publications/ASMERover11.pdf>.
- [KGH08] Rainer Krenn, Andreas Gibbesch und Gerd Hirzinger. „Contact Dynamics Simulation of Rover Locomotion Contents of Presentation“. In: (2008).
- [KH09] R Krenn und G Hirzinger. „Scm – a Soil Contact Model for Multi-Body System Simulations“. In: *Proceedings of the 11th European Regional Conference of the ISTVS 2009I, October 5-8, Bremen, Germany* (2009).
- [Lac07] J. Lackmann. „B - Mechanik“. In: *Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau*. 22. Aufl. Bd. 22. Berlin, Heidelberg: Karl-Heinrich Grote, Jörg Feldhusen, 2007, B1 –B66.
- [Lak14] Emily Lakdawalla. *Curiosity wheel damage: The problem and solutions*. 2014. URL: <http://www.planetary.org/blogs/emily-lakdawalla/2014/08190630-curiosity-wheel-damage.html> (besucht am 25.04.2015).
- [LGS12] Alexandre C. Leite, Alberto Gallina und Bernd Schäfer. „Parameter identification and contact modeling for planetary wheeled rovers in soft soil“. In: *IFAC Proceedings Volumes (IFAC-PapersOnline)* 16.2 (2012), S. 1707–1712.
- [LS13] Roy Lichtenheldt und Bernd Schäfer. „Locomotion on soft granular soils: A discrete element based approach for simulations in planetary exploration“. In: *12th Symposium on Advanced Space Technologies in Robotics and Automation: ASTRA 2013*. Noordwijk, the Netherlands, 2013. URL: <http://core.kmi.open.ac.uk/download/pdf/11156089.pdf><http://elib.dlr.de/82475/>.
- [Ope15] OpenModelica. *Documentation Modelica LinearSystems2*. 2015. URL: https://build.openmodelica.org/Documentation/Modelica_LinearSystems2.html (besucht am 24.04.2015).

- [Ott14] Martin Ott. „Störgrößenkompensation eines intelligenten am Beispiel eines Industrieroboters“. Diss. 2014.
- [Pfe12] Andreas Pfeiffer. „Optimization Library for Interactive Multi Criteria Optimization Tasks“. In: *Proceedings of the 9th International Modelica Conference* (2012), S. 669–680.
- [Pfe13] Andreas Pfeiffer. *Optimization Library for Dymola Version 2.2 - Tutorial*. 2013.
- [PSC10] Nildeep Patel, Richard Slade und Jim Clemmet. „The ExoMars rover locomotion subsystem“. In: *Journal of Terramechanics* 47.4 (2010), S. 227–242. URL: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jterra.2010.02.004>.
- [Rob+06] Anders Robertsson u. a. „Implementation of Industrial Robot Force Control Case Study: High Power Stub Grinding and Deburring“. In: *2006 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems* (2006), S. 2743–2748. URL: <http://ieeexplore.ieee.org/lpdocs/epic03/wrapper.htm?arnumber=4058806>.
- [Sic+09] Bruno Siciliano u. a. *Robotics*. 2009. URL: <http://link.springer.com/10.1007/978-1-84628-642-1>.
- [SID05] H. Shibly, Karl Iagnemma und S. Dubowsky. „An equivalent soil mechanics formulation for rigid wheels in deformable terrain, with application to planetary exploration rovers“. In: *Journal of Terramechanics* 42 (2005), S. 1–3.
- [Sto+12] Andreas Stolt u. a. „Force controlled robotic assembly without a force sensor“. In: *Proceedings - IEEE International Conference on Robotics and Automation* (2012), S. 1538–1543.
- [Ter25] Karl Terzaghi. *Erdbaumechanik auf Bodenphysikalischer Grundlage*. 1925.
- [Teu+07] Harald Teufel u. a. „MPI Motion Simulator: Development and Analysis of a Novel Motion Simulator“. In: *AIAA Modeling and Simulation Technologies Conference and Exhibit* August (2007), S. 1–11. URL: <http://arc.aiaa.org/doi/abs/10.2514/6.2007-6476>.
- [Tre+11] Brian Trease u. a. „Dynamic Modeling and Soil Mechanics for Path Planning“. In: *Proceedings of the ASME 2011 International Design Engineering Technical Conference & Computers and Information in Engineering Conference IDET-C/CIE* (2011), S. 1–11.
- [VKM97] Richard Volpe, Pradeep Khosla und Senior Member. „A Theoretical and Experimental Investigation of Explicit Force Control Strategies for Manipulators“. In: *IEEE Trans. Autom. Control* 38 (1997), S. 1634–1650.
- [Won01] J. Y. Wong. *Theory of Ground Vehicles 3rd*. 2001.
- [Yos85] T. Yoshikawa. *Manipulability of Robotic Mechanisms*. 1985.

- [ATI08] ATI Industrial Automation. *Net F/T Flyer*. 2008.
- [ATI13] ATI Industrial Automation. *Force / Torque Transducer Installation and Operation Manual*. 2013.
- [Bau10] Bausch-Gall GmbH. „Visualization Library“. In: (2010). URL: <http://www.visualizationlibrary.com/>.
- [DIN14] DIN EN 60529. *Schutzarten durch Gehäuse (IP-Code) (IEC 60529:1989 + A1:1999 + A2:2013); Deutsche Fassung EN 60529:1991 + A1:2000 + A2:2013*. Norm. Sep. 2014.
- [Har14] Harmonic Drive AG. *Projektierungsanleitung AC Servoantriebe LynxDrive*. Limburg, 2014.
- [Jet15a] Jet Propulsion Laboratory. *Mars Exploration Rover Mission: The Mission*. 2015. URL: <http://mars.nasa.gov/mer/mission/status.html> (besucht am 18.04.2015).
- [Jet15b] Jet Propulsion Laboratory. *Rover - Mars Science Laboratory*. 2015. URL: <http://mars.nasa.gov/msl/mission/rover/> (besucht am 23.04.2015).
- [Kuk13] Kuka Roboter GmbH. *KR QUANTEC ultra Spezifikation*. Augsburg, 2013.
- [Kuk14a] Kuka Roboter GmbH. *KR 360 FORTEC Spezifikation*. Augsburg, 2014.
- [Kuk14b] Kuka Roboter GmbH. *KR QUANTEC prime Spezifikation*. Augsburg, 2014.
- [MIC15] MICRO-EPSILON MESSTECHNIK GmbH. *scanCONTROL Produktkatalog*. 2015.
- [Pah05] K.-H. Pahl, G; Beitz, W; Feldhusen, J; Grote. *Pahl/Beitz Konstruktionslehre*. 2005. URL: <http://link.springer.com/10.1007/b137606>.